

**Über den Einfluß
der im Netzbetrieb veränderlichen Größen
auf die Kurzschlußstromstärke**

Der Technischen Fakultät der
Universität Erlangen-Nürnberg
zur Erlangung des Grades
DOKTOR-INGENIEUR

vorgelegt von
Dirk Rittinghaus

Erlangen 1983

Über den Einfluß der im Netzbetrieb veränderlichen Größen auf die Kurzschlußstromstärke

**Der Technischen Fakultät der
Universität Erlangen-Nürnberg
zur Erlangung des Grades**

DOKTOR-INGENIEUR

**vorgelegt von
Dirk Rittinghaus**

Erlangen 1983

Als Dissertation genehmigt von der
Technischen Fakultät der
Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der Einreichung: 10. Mai 1983
Tag der Promotion: 26. Juli 1983
Dekan: Prof. Dr. rer. nat. U. Zwicker
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. G. Hosemann
Prof. Dr.-Ing. G. Pfaff

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent am Lehrstuhl für Elektrische Energieversorgung der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg.

Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Hosemann bin ich für die Anregung zu dieser Arbeit und sein stetes Interesse sowie für die freundliche Unterstützung sehr dankbar.

Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Pfaff bin ich für die Übernahme des Korreferats sehr zu Dank verpflichtet.

Den Mitarbeitern des UK 121.1 der DKE "Kurzschlußstrom-Berechnung" danke ich für viele Anregungen aus der Praxis.

Mein Dank gilt auch der Deutschen Forschungsgemeinschaft, die für 11 Monate diese Arbeit finanziell unterstützte, und dem Bundesministerium für Wirtschaft, das die Messungen im Bergbau förderte.

Meinen Freunden und Kollegen danke ich sehr herzlich für das angenehme Klima, in dem ich arbeiten konnte.

Die sorgfältige Ausführung der Zeichnungen verdanke ich Frau M. Beyer und Frau I. Hartmann, die Reinschrift des Manuskripts Frau I. Hartmann und Frl. Warken.

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
0 Einleitung	1
1 Allgemeines	3
1.1 Bestimmung der Kurzschlußstromstärke durch Messung der Innenimpedanz einschließlich der Betriebsgrößen	4
1.2 Bestimmung der Kurzschlußstromstärke durch Berechnung	6
1.2.1 Überlagerungsverfahren mit Bestimmung des ungünstigsten Lastflusses	8
1.2.2 Vereinfachtes Rechenverfahren	9
2 Einfaches Modellnetz	12
2.1 Berechnungsverfahren	12
2.2 Abschätzung des größten vorkommenden Betrages A	18
2.3 Einfluß des Lastwinkels $\eta = \arccos(A)$	22
2.4 Einfluß der Vermaschung	25
2.5 Homogene Leitung	29
2.6 Einfluß des Kurzschlußortes bei verteilten Lasten	33
2.7 Ergebnis der Berechnungen für das einfache Modellnetzes	35
2.8 Einfluß der Spannungshaltung	35
2.9 Folgerungen	42
3 Kurzschlußströme in 500-V-Bergbaunetzen	45
3.1 Ziel der Untersuchung	45
3.2 Meß- und Rechenverfahren	46
3.3 Meßergebnisse	49
3.3.1 Kontrolle der Messungen	49
3.3.2 Auswerteverfahren	50
3.3.3 Einfluß der Spannungshaltung	56

II

3.4	Vergleich der zweipoligen Kurzschlußströme	58
3.4.1	Einfluß der Verbraucher	58
3.4.2	Faktor c_{2p} für zweipoligen Kurzschluß	58
3.5	Folgerungen	64
4	Erweitertes Modellnetz	66
4.1	Transformator mit Stufenschalter	66
4.2	Analytisches Verfahren für ein Reaktanznetz	72
4.3	Korrekturverfahren	75
4.3.1	Stromkorrektur	76
4.3.2	Reaktanzkorrektur	80
4.4	Folgerungen	82
5	Erweitertes Modellnetz mit Stelltransformator	84
5.1	Berechnungsverfahren	84
5.2	Berechnungsergebnisse	92
5.2.1	Abweichungen für $\arccos(A)=0$	93
5.2.1.1	Obere Kurven der Abweichung	96
5.2.1.2	Untere Kurven der Abweichung	98
5.2.2	Abweichungen für $\arccos(A)=\pi$	101
5.2.2.1	Obere Kurven der Abweichung	101
5.2.2.2	Untere Kurven der Abweichung	104
5.2.3	Einfluß des Lastwinkels $\eta=\arccos(A)$	105
5.2.4	Einfluß eines betrieblich zulässigen Leistungsfaktors	109
5.3	Analyse der Berechnungsergebnisse	111
5.3.1	Ergebnisse für $B < 1$	113
5.3.2	Ergebnisse für $B > 1$	114
5.4	Folgerungen	116
6	Zusammenfassung	121
A	Anhang	
A1	Abschätzung für den Quotientenwert $B=1$	124
A2	Abschätzung der größten Abweichungen Δi für $Z \rightarrow 0$	126
	Schrifttum	129
	Formelzeichen, Bezeichnungen, Indizes	133

0 Einleitung

Mit dem fortschreitenden Netzausbau in der öffentlichen Energieversorgung erhöht sich zwangsläufig auch die mögliche Kurzschlußstromstärke. Nennt beispielsweise der UCPT-E-Jahresbericht 1981/82 für einen dreipoligen Fehler im 380-kV-Netz den Höchstwert von 65 kA in einem Grenzknoten in Deutschland, so werden dort im Jahr 1990 etwa 80 kA erwartet. Die Steigerung gilt entsprechend auch für die stromschwächeren ein- und zweipoligen Fehler.

Damit erreichen die erwarteten Ausschaltströme einen Bereich, der möglicherweise auch moderne Leistungsschalter bis zur Grenze ihres Schaltvermögens belasten kann. Gleichermäßen kann sich für ein Energieversorgungsunternehmen auch die Frage stellen, ob in einem Netz bereits eingebaute Schalter mit vorgegebener Ausschaltleistung bei einem geplanten Netzausbau noch weiter eingesetzt werden dürfen, oder ertüchtigt oder gar ausgetauscht werden müssen.

Um hier zu einer gesicherten Entscheidung zu kommen, ist die Kenntnis des größtmöglichen Kurzschlußstromes, der in dem betrachteten Netz auftreten kann, von höchster Wichtigkeit. Dazu muß in erster Linie bekannt sein, welcher mögliche Netzzustand mit ungünstigem Lastfluß zu dem gesuchten Größtwert des Kurzschlußstromes führt.

Diesen Wert kann man durch systematische Variation aller möglicher Netzgrößen für alle praktisch vorkommenden Lastflüsse gewinnen; aus der Gesamtheit der Ergebnisse läßt sich dann der größte Kurzschlußstrom herausfinden. Ein anderer Weg /24/ besteht darin, die ungünstigsten, zulässigen Lastflüsse mit Optimierungsrechnungen zu bestimmen und daraus die praktische vorkommenden Fälle auszulesen.



Bei beiden Vorgehensweisen ist eine gewisse Unbestimmtheit nicht auszuschließen, welche Lastflüsse nun als in der Praxis vorkommend anzusehen sind. Dies ist kein Widerspruch zur gültigen VDE-Vorschrift /18/, da dort nach §4 b besondere Verfahren zur Kurzschlußstromberechnung, die den jeweiligen Betriebsbedingungen angepaßt sind, ausdrücklich zugelassen werden; der Anwender jeder Norm ist nach DIN 820 Teil 1 für deren Angemessenheit verantwortlich.

Weiters bemüht sich die Arbeitsgruppe 02 "High-Currents" der Cigre-Studienkommission 23 "Substations" neuerdings darum, die in der Praxis vorkommenden Fälle probabilistisch zu erfassen /z.B. 33/.

Zur Vermeidung aufwendiger Suchverfahren für vermaschte Netze wird im folgenden ein einfaches Ersatzmodell untersucht, das mit einem vereinfachten Verfahren einen Kurzschlußstromwert liefert, der in einem tolerablen Bereich von dem möglichen, exakten Größtwert abweicht. Dabei sollen vor allem die Schwankungen der Betriebsgrößen durch die ständig wechselnden Verbraucherlasten in die Überlegungen mit einbezogen werden.

1

Allgemeines

Die Größe des bei einem Kurzschluß zu erwartenden Fehlerstromes hängt in erster Linie von den eingesetzten Kraftwerken und der Netzschaltung (Leitungen, Transformatoren, Drosselspulen) ab, somit von Baugrößen.

Abweichend von diesen, in jedem Zeitpunkt bekannten Größen treten während des Netzbetriebes Änderungen ein, die z.B. durch Zu- oder Abschalten von Verbrauchern, Stellungsänderungen der Stufenschalter stellbarer Transformatoren oder Erregungsänderungen von Generatoren verursacht werden; sie werden daher Betriebsgrößen genannt. Sie sind naturgemäß erheblich zahlreicher als die Baugrößen.

Will man für ein Netz den genauen Kurzschlußstrom an der Fehlerstelle F bestimmen, so können zuvor durch Messungen die anstehenden Betriebsgrößen bestimmt werden.

Interessiert man sich für den Kurzschlußstrom unter den ungünstigsten Bedingungen, kann mit einem iterativen Rechenprogramm derjenige Netzzustand ermittelt werden, der den voraussichtlich größten Kurzschlußstrom liefert. Dabei bleibt jedoch die Frage offen, ob ein solcher zulässiger Lastfluß praktisch vorkommt.

Beide Verfahren sind mit erheblichem Aufwand verbunden, dessen Nutzen fraglich ist.

1.1 Bestimmung der Kurzschlußstromstärke durch Messung der Innenimpedanz einschließlich der Betriebsgrößen

Der Kurzschlußstrom an der Fehlerstelle läßt sich genau berechnen zu:

$$\underline{I}_k = \frac{\text{Spannung an der Fehlerstelle vor Eintritt des Fehlers}}{\text{Innenimpedanz gesehen von der Kurzschlußstelle}} = \frac{\underline{U}_F^V}{\underline{Z}_k} \quad (1.1)$$

Das Bild 1.1a zeigt ein Vieltor mit n einspeisenden Spannungsquellen, einem beliebigen Netz und der Fehlerstelle F, Bild 1.1b die zugehörige Ersatzschaltung zur Ermittlung des Kurzschlußstromes nach Glg.(1.1). Die Netzimpedanzen werden zur Kurzschlußimpedanz $\underline{Z}_k$ zusammengefaßt; die Ersatzspannungsquelle $\underline{U}_F^V$ ist die Spannung am Ort F, die sich dort vor Eintritt des Fehlers einstellt, wenn alle Spannungsquellen $\underline{E}_i$ in das Netz einspeisen.

Mißt man im fehlerfreien Betrieb am Ort F den Betrag der Spannung $\underline{U}_F^V$ sowie die Impedanz $\underline{Z}_k$ mit geeigneten Instrumenten, so läßt sich mit Glg.(1.1) der Fehlerstrom leicht berechnen.

Im Gegensatz zur einfachen Spannungsmessung erhält man die komplexe Innenimpedanz nur mit speziellen R/X-Meßgeräten mit korrelierendem Brückenabgleich. Mit diesen nach /1/ entwickelten Meßgeräten, die es ermöglichen, Innenimpedanzen getrennt nach Real- und Imaginärteil im Betrieb unter Spannung hochgenau zu ermitteln, wurden Innenimpedanzen in Niederspannungsnetzen der öffentlichen Energieversorgung und Industrie /2 bis 4/, sowie in Bergbaubetrieben unter

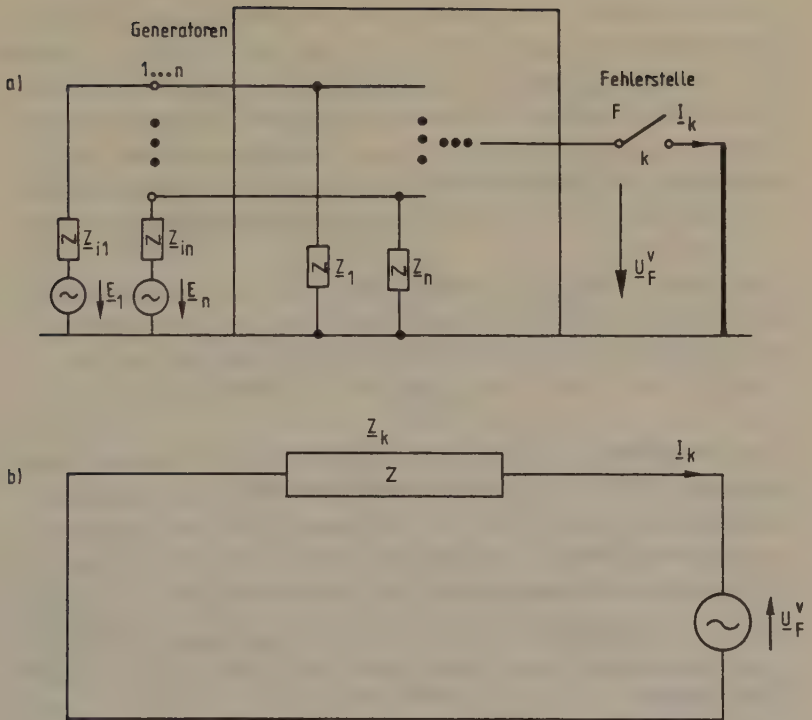


Bild 1.1 Prinzip der Kurzschlußstromberechnung

- a) allgemeines Netz mit Kurzschluß
- b) Ersatznetz mit Innenimpedanz Z_k von der Fehlerstelle aus gesehen und Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle.

Tage /5 und 25/ gemessen und ausgewertet.

Dabei zeigte es sich, daß die auftretenden Abweichungen der gemessenen Impedanzwerte von den berechneten in erster Linie auf Baugrößen zurückzuführen sind. So werden z.B. Kabellängen ungenau dokumentiert und Transformatoren ohne Ersatzmeldung ausgetauscht. Außerdem legt man bei der Berechnung Impedanzdaten für Kabel und Leitungen aus Tabellen zugrunde, deren Toleranzen man nicht genau kennt.

Verbraucher tragen zu diesen Abweichungen in Niederspannungsnetzen erstaunlich wenig bei, was aus berechneten Einzelfällen /z.B. 9, Tafel 2/ bekannt ist und in den Abschnitten 2 und 5 genau analysiert werden soll.

Fine Ausnahme ist die Leitertemperatur, die indirekt den Verbrauchereinfluß widerspiegelt und damit eine Betriebsgröße ist. Sie darf bei der Bestimmung der Widerstände nicht vernachlässigt werden und läßt sich für den ungünstigsten Fall leicht abschätzen. So sieht /6/ vor:

- zur Berechnung des größten Kurzschlußstromes: $\vartheta = 20^{\circ}\text{C}$
- zur Berechnung des kleinsten Kurzschlußstromes: $\vartheta = 80^{\circ}\text{C}$

1.2 Bestimmung der Kurzschlußstromstärke durch Berechnung

Mit dem Einsatz leistungsfähiger Datenverarbeitungsanlagen ist es grundsätzlich möglich, die Topologie beliebiger Netzformen aufzunehmen und diejenigen Lastzustände zu ermitteln, die zu größten Kurzschlußströmen führen. Sind die Einspeiseleistungen, die Netzstruktur und die möglichen Lasten bekannt, läßt sich der Kurzschlußstrom mit dem in Bild 1.2 gezeigten Überlagerungsverfahren berechnen.

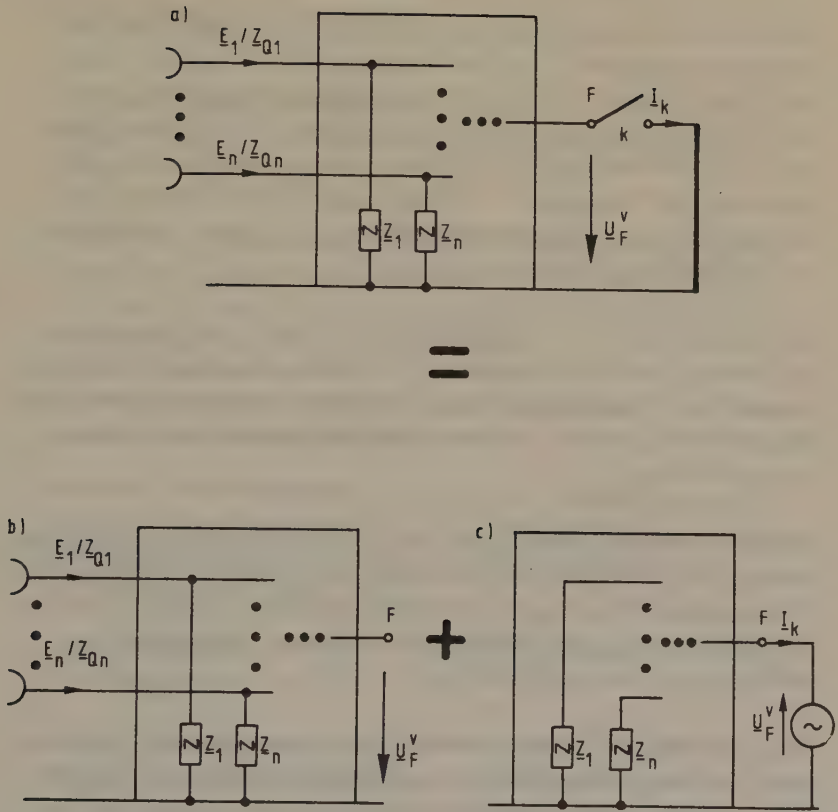


Bild 1.2 Kurzschlußstromberechnung mit dem Überlagerungsverfahren.

- a) Netz mit Kurzschluß
- b) Netz im ungestörten Betrieb mit Stromquellen
- c) Netz mit Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle

1.2.1 Überlagerungsverfahren mit Bestimmung des ungünstigsten Lastflusses

Das Überlagerungsverfahren unterteilt die Berechnung des Kurzschlußstromes $\underline{I}_k$ an der Fehlerstelle F in zwei Teilaufgaben. Zunächst wird in einem ersten Schritt nach Teilbild 1.2b für einen zuvor festgelegten Lastfluß die Spannung an der Fehlerstelle $\underline{U}_F^V$ vor Eintritt des Fehlers berechnet. Dem überlagert wird das Netz nach Teilbild 1.2c, bei dem die zuvor berechnete Spannung $\underline{U}_F^V$ einen Kurzschlußstrom über die Fehlerstelle treibt.

Zur Bestimmung des "härtesten Falls" muß durch Variation aller möglicher Lastzustände, Kraftwerkseinsätze, Einstellungen der Transformator-Stufenschalter und Fehlerorte der Netzzustand gefunden werden, der den größten Kurzschlußstrom liefert.

Für ein schwach vermaschtes Netz mit Kraftwerkseinspeisungen gelingt es /24/ mit dem Verfahren der linearen Programmierung, einen derartigen pessimalen Lastfluß relativ einfach zu bestimmen. Ob er tatsächlich vorkommt, muß daran anschließend untersucht werden.

Für größere Netze mit variablen Leistungsflüssen sieht man ein, daß der Aufwand für eine iterative Berechnung groß wird, um an jedem denkbaren Kurzschlußort im Netz für den ungünstigsten Lastfluß diejenige praktisch vorkommende Netzschaltung und Betriebsgrößen zu finden, die den größtmöglichen Kurzschlußstrom bedingen.

Man wird daher bemüht sein, ein Verfahren zu finden, das den Rechenaufwand möglichst gering hält, aber befriedigende Ergebnisse liefert.

1.2.2 Vereinfachtes Rechenverfahren

Von einer vereinfachten Methode zur Berechnung von Kurzschlußströmen ist zu fordern:

- sie muß einfach handzuhaben sein, so daß in möglichst vielen Fällen auch Handrechnungen ohne Rechenanlagen durchführbar sind;
- auch für vermaschte Netze muß der Rechenaufwand gering gehalten werden; zeitaufwendige Operationen wie Tabellenlesen, Topologieuntersuchungen und Fallunterscheidungen sind hierbei auszuschließen;
- als Eingangsdaten sind nur unstrittige Baugrößen (Bemessungs- und Nennwerte) zugelassen;
- weitere Unterprogramme, wie z.B. zur Berechnung des Stoßkurzschlußstromes oder des Ausschaltwechselstromes mit Synchronmaschinen und motorischen Verbrauchern, müssen implantierbar sein;
- auch unsymmetrische Fehler, wie z.B. Erdschlüsse, müssen berechenbar sein;
- die Berechnung muß, vor allem auf der unsicheren Seite, ausreichend genaue Ergebnisse liefern.

Diese Forderungen finden Berücksichtigung bei den Berechnungsverfahren, die in den nationalen Vorschriften /6, 7, 18/ angegeben sind und die darüberhinaus auch in das internationale Normenwerk der IEC /22/ aufgenommen werden sollen. Die Berechnung vereinfacht sich entscheidend, wenn die folgenden Vereinbarungen getroffen werden:

1. LastflußBerechnungen nach Bild 1.2b unterbleiben;
2. Queradmittanzen nichtmotorischer Verbraucher im Netz nach Bild 1.2c werden nicht berücksichtigt;
3. bei allen Transformatoren mit Stufenschaltern wird die Mittelstellung als Betriebswert angenommen; derzeit ist im Einzelfall eine Reaktanzkorrektur nach /18, §5 b/ erforderlich; die Notwendigkeit dieser Korrektur soll im Abschnitt 5 untersucht werden;
4. die Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle nach Bild 1.2c wird proportional zur Nennspannung des Netzes gesetzt:

$$U_F^V = c U_n / \sqrt{3}; \quad (1.2)$$

5. die Betriebstemperaturen der Leitungen und Kabel werden einheitlich festgelegt, z.B. zur Bestimmung des größten Kurzschlußstromes auf 20°C.

Die Grenzen der Anwendbarkeit dieses seit langem bewährten Verfahrens, im folgenden "Vereinfachte Methode" genannt, sollen hier untersucht werden.

Wenn es gelingt, stellvertretend für alle Netze, ein Modellnetz zu finden, das

- für die Kurzschlußstromberechnung den härtesten Fall liefert und
- für diese härtesten Fälle eine vereinfachte Berechnungsmethode mit genügend genauen Ergebnissen gestattet,

werden umfangreiche Lastflußrechnungen zur Bestimmung der größtmöglichen Kurzschlußströme in Netzen unnötig.

Für eine erste Untersuchung wird ein einfaches Strahlennetz mit nur einem ortsveränderlichen Verbraucher variabler Leistung vorgestellt, für das die Betriebszustände gefunden werden sollen, die zum größten Kurzschlußstrom führen.

2 Einfaches Modellnetz

2.1 Berechnungsverfahren

Im Bild 2.1 ist das zu untersuchende einfache Modellnetz dargestellt. Aus dem Netzschaltplan (Teilbild a) und dem Ersatzschaltplan im Mitsystem (Teilbild b) entnimmt man, daß der Generator G über den Transformator T den Verbraucher Z_B am Ort α im Zuge der Leitung Z speist. Die Netzbetriebsspannung $\underline{U}^V$ entspricht an einem beliebigen Ort α β dem Nennwert und wird durch Maßnahmen der Netzleitstelle konstant gehalten. Die Klemmenspannung $\underline{U}_T$, die nach Bild 2.1c den Kurzschluß speist, bestimmt sich dann zu:

$$\underline{U}_T = \underline{U}^V \frac{1 + \alpha \underline{A}}{1 + \alpha (1 - \beta) \underline{A}} \quad (2.1)$$

mit der Abkürzung $\underline{A} = \underline{ZY}$.

Bei einem Kurzschluß am Ende der Leitung L fließt der exakte Wert des Stromes

$$\underline{I}_k^E = \frac{\underline{U}_T}{\underline{Z}} \frac{1}{1 + \alpha (1 - \alpha) \underline{A}} \quad (2.2)$$

über die Fehlerstelle F .

Vernachlässigt man die Queradmittanz $\underline{Y}$ und dividiert die leicht zu ermittelnde Spannung $\underline{U}^V$ durch $\underline{Z}$, so erhält man man den Näherungswert der "Vereinfachten Methode":

$$\underline{I}_k^N = \frac{\underline{U}^V}{\underline{Z}} = \frac{\underline{U}_T}{\underline{Z}} \left(\frac{1 + \alpha(1-\beta)\underline{A}}{1 + \alpha\underline{A}} \right). \quad (2.3)$$

Zur Fehlerabschätzung wird dieser Näherungswert auf den exakten Wert bezogen, und es ergibt sich die relative Betragsabweichung des Stromes zu:

$$\Delta i = \left| \frac{\underline{I}_k^N}{\underline{I}_k^E} \right| - 1 = \left| \frac{(1 + \alpha(1-\alpha)\underline{A})(1 + \alpha(1-\beta)\underline{A})}{1 + \alpha\underline{A}} \right| - 1. \quad (2.4)$$

Der komplexe Wert $\underline{A}$, der sich mit Bild 2.2 in Abhängigkeit vom Winkel $\eta = \psi - \varphi$ als

$$\underline{A} = \underline{Z}\underline{Y} = Z e^{j\psi} Y e^{-j\varphi} = ZY e^{j(\psi-\varphi)} = A e^{j\eta} \quad (2.5)$$

darstellen läßt, liefert, wie eine erste Betrachtung der Glg.(2.4) zeigt, größte Betragsabweichungen für die extremen Winkel

$$\eta = \arccos(\underline{A}) = 0 \quad \text{und} \quad (2.6a)$$

$$\eta = \arccos(\underline{A}) = \pi \quad (2.6b)$$

sowohl auf der positiven, als auch auf der negativen Seite. $\eta = \psi - \varphi$ enthält sowohl den Impedanzwinkel $\psi = \arccos(\underline{Z})$, als auch den Verschiebungswinkel $\varphi = -\arccos(\underline{Y})$ und wird vereinfachend "Lastwinkel" genannt.

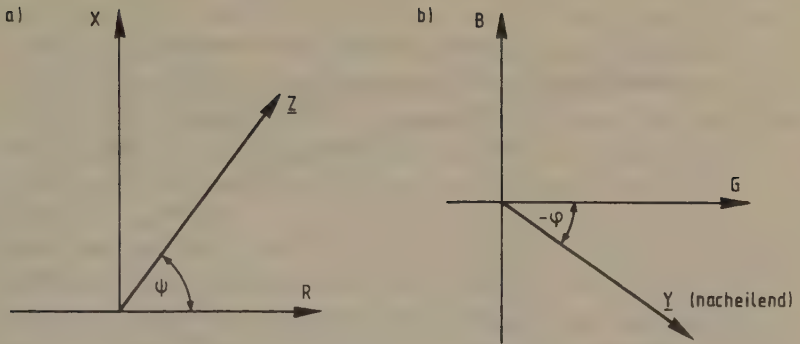


Bild 2.2 Zeigerdiagramm zur Bestimmung des Lastwinkels
 $\eta = \psi - \varphi$

- a) Darstellung für die Leitungsimpedanz Z
- b) Darstellung für die Lastadmittanz Y

Eine analytische Berechnung bestätigte die aus Glg.(2.4) gewonnene Annahme, daß für Lastwinkel $0 < \eta < \pi$ die relativen Betragsabweichungen Δi stets kleiner sind als die mit (2.6) berechneten.

Bild 2.3 zeigt getrennt für die beiden extremalen Lastfälle nach Glg.(2.6) die Funktion der relativen Betragsabweichung Δi in Abhängigkeit von α aufgetragen. Den Einfluß des Ortes der Spannungsmessung auf den Verlauf von Δi zeigt der Parameter β . Man erkennt in den beiden Teilbildern a) und b) extremale und am Rande liegende Größtwerte.

Mit Bild 2.3 und Glg.(2.4) lassen sich die beiden Ortsparameter α und β bestimmen, die bei der Berechnung nach dem vereinfachten Verfahren zu den größten Abweichungen von der exakten Lösung führen.

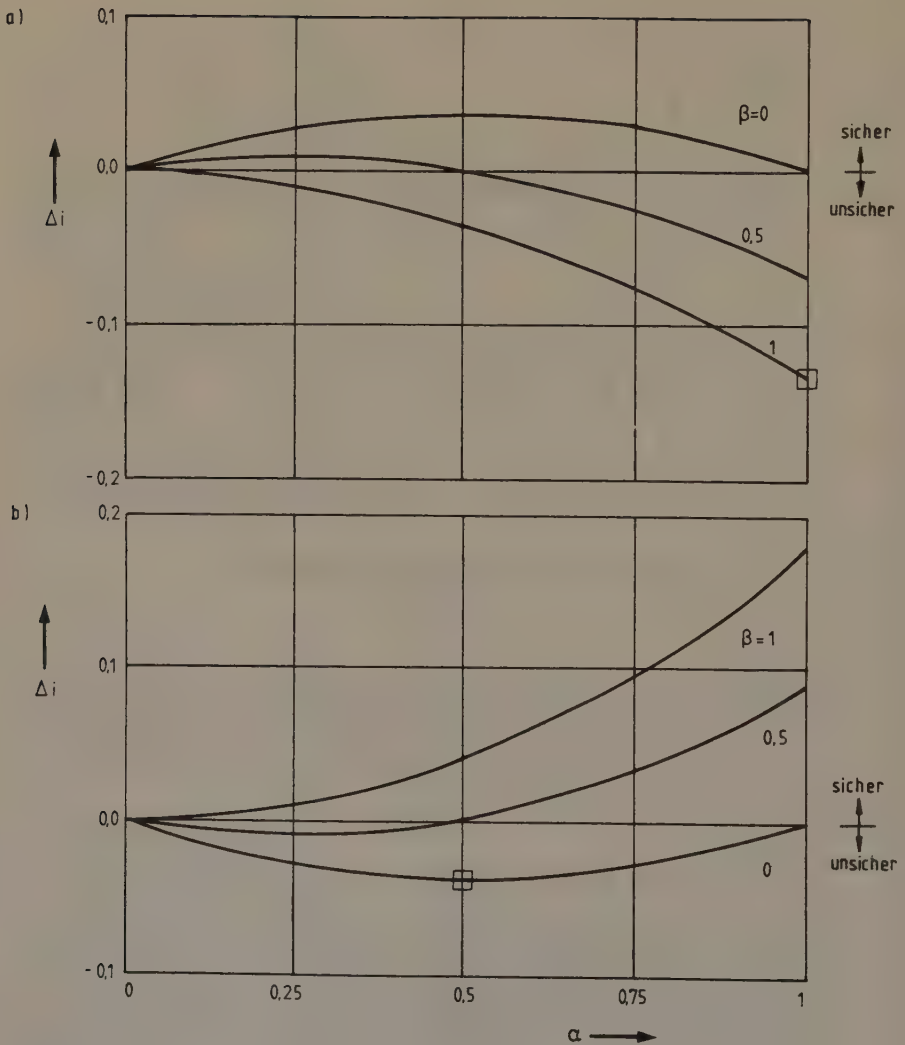


Bild 2.3 Relative Betragsabweichungen Δi über α für $A=0,15$.

a) Induktiv belastetes L-Netz, $\text{arc}(\underline{A}) = 0$

b) Kapazitiv belastetes L-Netz, $\text{arc}(\underline{A}) = \pi$

□ "Kritischer Fall" .

Die Ergebnisse der Glg.(2.4) werden "sicher" genannt, wenn sie größer als Null sind; "unsichere" Werte liefern Ergebnisse der Näherungsrechnung (2.3), die kleiner als die der exakten (2.2) sind. Sie führen bei der Planungsrechnung nach Glg.(2.3) zu Stromwerten, die unter den tatsächlichen liegen und somit zu einer Unterdimensionierung der Betriebsmittel und im Fehlerfall zu Schäden führen können. Diesen unsicheren Ergebnissen ist besondere Aufmerksamkeit zu widmen.

Daher sind im Bild 2.3 zwei Werte mit $\square$ besonders markiert, die hier als "Kritische Fälle" angesprochen werden. Es handelt sich dabei für $\text{arc}(\underline{A}) = \pi$ um einen extremalen und für $\text{arc}(\underline{A}) = 0$ um einen am Rand liegenden Wert der Betragsabweichung, der jeweils am weitesten auf der unsicheren Seite liegt; diese, sowie die größten sicheren Ergebnisse, sind zusammengefaßt in Tabelle 2.I angegeben. Zusätzlich ist dort ebenfalls der (unerhebliche) Lastfall $\text{arc}(\underline{A}) = \pi/2$ für ein resistiv belastetes L-Netz angeführt.

Wie man der Glg.(2.4) entnehmen kann, ist neben α , β und η auch der Quotient aus Längs- und Querimpedanz $\underline{ZY} = \underline{A}$ für die Höhe der relativen Betragsabweichung maßgebend. Zur Abschätzung des Fehlers nach (2.4) wird der größte in der Praxis vorkommende Wert von $\underline{A}$ gesucht. Da der Betrag von $A \ll 1$ ist, kommt es in (2.2, 2.3, 2.4) vor allem auf den Realteil von (2.5) an, der im folgenden für verschiedene Netzformen bestimmt wird.

Verbraucher im L-Netz	Größter Wert $\Delta i > 0$, sicheres Ergebnis	Kleinster Wert $\Delta i < 0$, unsicheres Ergebnis
induktiv $\arccos(A)=0$	$\alpha = 0,5 \quad \beta = 0$	$\alpha = 1 \quad \beta = 1$
	$\Delta i = 0,25 A$ Maximum	$\Delta i = - A/(1+A)$ Wert am Rand
resistiv $\arccos(A)=\pi/2$	$\alpha = 0,5 \quad \beta = 0$	$\alpha = 1 \quad \beta = 1$
	$\Delta i = \sqrt{1+(A/4)^2} - 1$ Maximum	$\Delta i = \sqrt{1/(1+A^2)} - 1$ Wert am Rand
kapazitiv $\arccos(A)=\pi$	$\alpha = 1 \quad \beta = 1$	$\alpha = 0,5 \quad \beta = 0$
	$\Delta i = A/(1-A)$ Wert am Rand	$\Delta i = - 0,25 A$ Minimum

Tabelle 2.1 Größte und kleinste Werte der relativen Betragsabweichung Δi nach (2.4).

2.2 Abschätzung des größten vorkommenden Betrages A

Eine erste Untersuchung soll den Verteilungsnetzen gelten, die die elektrische Energie von Speisepunkten oder auch von Kraftwerken zu Netzstationen, Abnehmeranlagen, deren Anschlußleitungen oder Übergabestellen leiten. Es handelt

sich dabei vielfach um Netze mit relativ kurzen Stromkreislängen. Damit läßt sich der größte Wert für $\underline{A}$ als Quotient des maximalen Laststroms $\underline{I}_L \approx \underline{U}^V \underline{Y}$ und des Kurzschlußstroms $\underline{I}_K \approx \underline{U}^V / \underline{Z}$ darstellen.

$$\frac{\underline{I}_L}{\underline{I}_K} \approx \frac{\underline{U}^V \cdot \underline{Y}}{\underline{U}^V / \underline{Z}} = \underline{ZY} = \underline{A} \quad (2.7)$$

Die Zerlegung der Ströme nach Real- und Imaginärteil liefert

$$\underline{I}_L = I_L (\cos \varphi - j \sin \varphi) \quad (2.8a)$$

$$\underline{I}_K = I_K (\cos \psi - j \sin \psi) \quad (2.8b)$$

wobei mit Bild 2.2 gilt

$$\tan \varphi = -\text{Im} (\underline{I}_L) / \text{Re} (\underline{I}_L) = B/G \quad \text{und} \quad (2.9a)$$

$$\tan \psi = -\text{Im} (\underline{I}_K) / \text{Re} (\underline{I}_K) = X/R \quad (2.9b)$$

mit

B, G Suszeptanz und Konduktanz der Admittanz $\underline{Y}$,

R, X Resistanz und Reaktanz der Impedanz $\underline{Z}$.

Damit wird $\underline{A}$ zu

$$\underline{A} \approx \frac{\underline{I}_L}{\underline{I}_K} (\cos \psi \cos \varphi + \sin \psi \sin \varphi + j(\sin \psi \cos \varphi - \cos \psi \sin \varphi)) \quad (2.10a)$$

$$\underline{A} \approx \frac{I_L}{I_k} (\cos(\psi - \varphi) + j \sin(\psi - \varphi)). \quad (2.10b)$$

Der größtmögliche Betrag I_L/I_k entspricht in etwa der normwertbezogenen relativen Kurzschlußimpedanz u_k der Transformatoren einschließlich des einspeisenden Netzes. Damit gilt für den Realteil von $\underline{A}$ mit guter Näherung:

$$\text{Re} (\underline{A}) = u_k \cos(\psi - \varphi) .$$

Setzt man $\psi = \pi / 2$ und $u_k < 0,2$, so wird daraus $\text{Re} (\underline{A}) < 0,2 \sin \varphi$; also ergibt sich als Abschätzung:

$$\text{Re} (\underline{A}) < 0,15 . \quad (2.11)$$

Im Übertragungsnetz, das elektrische Energie zu nachgeordneten Netzen führt, wird $\underline{Z}$ vor allem durch die Leitungen bestimmt. Unter der Annahme einer homogenen, verlustlosen, leerlaufenden Freileitung mit der Leitungslänge l wird $\underline{A}$ gebildet aus dem Produkt der Summe aller Leitungsimpedanzen und aller Queradmittanzen, also

$$\underline{A} = \omega^2 L_b' C_b' l^2 = \left(\frac{2 \pi l}{\lambda} \right)^2 ; \quad (2.12)$$

dabei hat der Lastwinkel den Wert:

$$\eta = \text{arc} (\underline{A}) = \pi . \quad (2.13)$$

Für die Leitungslänge $l=400$ km bestimmt sich damit der Betrag von A zu

$$|\underline{A}| = 0,175 . \quad (2.14)$$

Bleibt also die Leitungslänge deutlich unter 400 km, wie dies im europäischen Verbundnetz stets der Fall ist, braucht für den Betrag von $\underline{A}$ kein größerer Wert als 0,15 eingesetzt zu werden. Es liegt dann hier im Sinne der Kurzschlußstromberechnung ein Verteilungsnetz vor.

Setzt man also als größten Wert $A = 0,15$ ein, so ergibt sich nach Bild 2.3 und Tabelle 2.I die größte Betragsabweichung auf der unsicheren Seite für $\text{arc}(\underline{A}) = 0$ und $\alpha = \beta = 1$ zu:

$$\Delta i = \frac{-A}{1 + A} = -0,1304 . \quad (2.15)$$

Wählt man nach /18/ die Spannung an der Fehlerstelle höher als die Nennspannung, setzt also

$$U^v = c \, U_n / \sqrt{3} = 1,1 \, U_n / \sqrt{3} , \quad (2.16)$$

so führt damit die Berechnung nach der vereinfachten Methode für dieses einfache Modellnetz zu Abweichungen von nur wenigen Prozent auf der unsicheren Seite.

Dieses Ergebnis stimmt auch sehr gut mit den vielen in /9/ angegebenen Modellrechnungen in realen Netzen mit Nennspannungen von 0.4 bis 400 kV gut überein. Dort liegen die

Ergebnisse erwartungsgemäß überwiegend auf der sicheren Seite, da in dem hier verwendeten Modell der härteste Fall bei einem Lastwinkel $\eta = 0$, also einem rein induktiven Verbraucher in einem verlustlosen L-Netz, auftritt. Es handelt sich hierbei also um einen Sonderfall, der in einem realen Netz in dieser ausschließlichen Form nicht vorkommt.

Da Kabel und Leitungen jedoch stets verlustbehaftet sind und die Lasten ebenfalls Wirkleistung aufnehmen, wird der Lastwinkel η stets Werte innerhalb seiner Extrema nach Glg.(2.6) annehmen.

2.3 Einfluß des Lastwinkels $\eta = \arccos(\underline{A})$

Nach Glg.(2.4) ergeben sich die größten relativen Betragsabweichungen für $\arccos(\underline{A}) = 0$ und $\arccos(\underline{A}) = \pi$. Ausgehend von $\arccos(\underline{A}) = \pi/2$, also beispielsweise einem resistiven Verbraucher $\underline{Y}$ in einem induktiven Netz $\underline{Z}$, soll der Einfluß des Lastwinkels η auf die Höhe der Betragsabweichung untersucht werden. Für den oben angenommenen Fall stellt sich selbst für ungünstige Parameter α und β eine sehr kleine relative Betragsabweichung ein. Sie liegt für $A \leq 0,15$ im Bereich

$$-0,0111 \leq \Delta i(\pi/2) \leq 0,0007 .$$

Nun sollen die in Bild 2.3 mit $\square$ gekennzeichneten kritischen Fälle näher untersucht werden. Mit $\alpha = 0,5$ und $\beta = 0$ gilt

$$\frac{\underline{I}_k^N}{\underline{I}_k^E} = (1 + \underline{A}/4) = 1 + A/4 (\cos \eta + j \sin \eta) . \quad (2.17)$$

Die Betragsbildung liefert:

$$\left| \frac{I_k^N}{I_k^E} \right|^2 = 1 + A/2 \cos \eta + (A/4)^2 . \quad (2.18)$$

Der Strom I_k^N wird nur dann zu klein berechnet, wenn die rechte Seite von (2.18) kleiner als Eins wird. Dies ist der Fall für

$$\cos \eta < -(A/8) \approx 0 . \quad (2.19)$$

Das Bild 2.4a zeigt für $\alpha = 0,5$ und $\beta = 0$ den Verlauf der der Abweichungen Δi in Abhängigkeit vom Lastwinkel η . Man erkennt hier deutlich den multiplikativen Einfluß des Wertes A, der hier als zusätzlicher Parameter angegeben ist. Man sieht darüberhinaus, daß nur überwiegend kapazitive Verbraucher im L-Netz den Wert des exakten Kurzschlußstromes erhöhen und damit möglicherweise den Fehler der Näherungsrechnung zur unsicheren Seite hin verschieben können. Dieser Zusammenhang ist bekannt und wurde schon in /12/ angegeben.

Für den erstmals in /19/ vorgestellten Extremalfall der Werte $\alpha = \beta = 1$ am Rand wird der Quotient aus der Lösung für den exakten Strom zum Näherungswert:

$$\frac{I_k^E}{I_k^N} = 1 + \underline{A} = 1 + A (\cos \eta + j \sin \eta) . \quad (2.20)$$

Durch Betragsbildung erhält man hier:

$$\left| \frac{I_k^E}{I_k^N} \right|^2 = 1 + 2 A \cos \eta + A^2 . \quad (2.21)$$

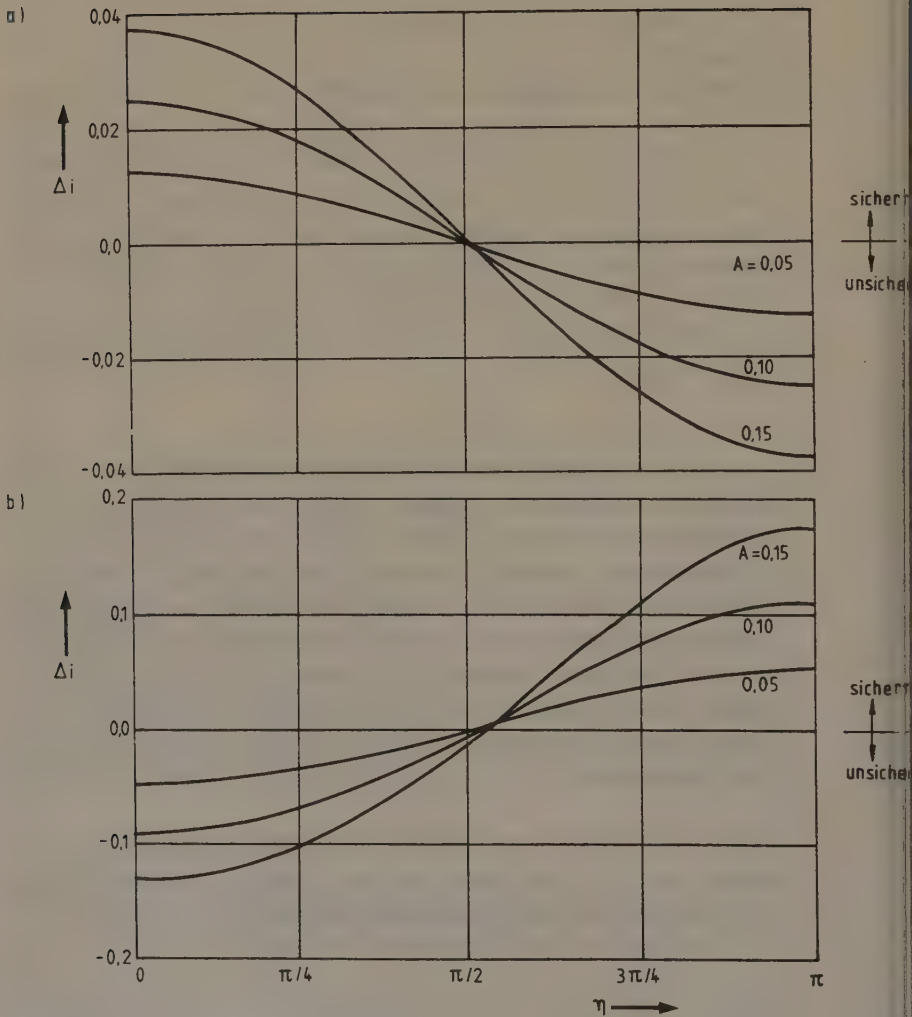


Bild 2.4 Relative Betragsabweichungen Δi über η mit dem Parameter A .

a) Werte für $\alpha = 0,5$ und $\beta = 0$

b) Werte für $\alpha = 1$ und $\beta = 1$

In Glg.(2.21) wird mit der Näherungsrechnung der Strom zu klein bestimmt, wenn die rechte Seite größer als Eins wird. Dafür gilt:

$$\cos \eta > -(A/2) \approx 0 . \quad (2.22)$$

Hieraus und aus Bild 2.4b kann man erkennen, daß in diesem Fall überwiegend induktive Verbraucher den Fehler bei der Näherungsrechnung zur unsicheren Seite hin verschieben können.

Der Vergleich mit Bild 2.4 a zeigt, daß die Werte am Rand $\alpha = \beta = 1$ nach Bild 2.4 b die größten Werte für die Abweichung Δi sowohl auf der sicheren als auch auf der unsicheren Seite liefern.

2.4 Einfluß der Vermaschung

Das als Beispiel nach Bild 2.1 gewählte einfache Modellnetz ist ein Sonderfall aller denkbaren Netzformen; ein Blick auf den Netzplan eines beliebigen Energieversorgungsunternehmens etwa zeigt, daß ein großer Teil der Netze mehr oder weniger stark vermascht ist. Es stellt sich daher die Frage, ob die Netzform des hier gewählten Modellnetzes, ein Strahlennetz, auch den härtesten Fall für die Kurzschlußstromberechnung darstellt.

Die größte negative Betragsabweichung Δi wurde festgestellt für die Parameterwerte $\alpha = \beta = 1$; die Last Y befindet sich am Ende der Leitung.

Betrachtet man hierfür den Wert des exakten Kurzschlußstroms

$$\underline{I}_k^E = \frac{\underline{U}_T}{\underline{Z}} = \underline{U}^V \frac{1 + \underline{A}}{\underline{Z}} \quad (2.23)$$

und vergleicht mit dem Näherungswert des vereinfachten Verfahrens nach Glg.(2.3), so ergibt sich die relative Betragsabweichung

$$\Delta i = \left| \frac{\underline{I}_k^N}{\underline{I}_k^E} \right| - 1 = \left| \frac{1}{1 + \underline{A}} \right| - 1 = \left| \frac{1}{1 + A(\cos \eta + j \sin \eta)} \right| - 1 \quad (2.24)$$

Abhängig vom Wert η des Lastwinkels nimmt die Abweichung sowohl positive als auch negative Werte an; größte Absolutwerte werden wieder jeweils erreicht für $\eta = 0$ und $\eta = \pi$, also entweder induktive oder kapazitive Lasten in einem reinen Reaktanznetz.

Teilt man die Punktlast $\underline{Y}$ in mehrere, gleichgroße Teillasten $\Delta \underline{Y}$ auf und ordnet sie gleichmäßig längs der Leitung $\underline{Z}$ an, so ergibt sich das Modell eines Kettenleiters nach Bild 2.5. Dabei sind

$$\Delta \underline{Z} = \underline{Z}/n \quad (2.25)$$

$$\Delta \underline{Y} = \underline{Y}/n \quad (2.26)$$

mit

n = Anzahl der Kettenelemente.

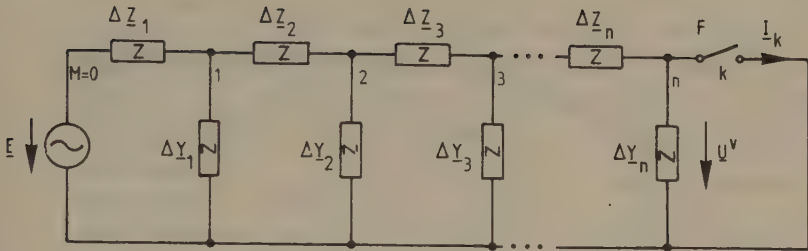


Bild 2.5 Ersatzschaltplan eines einfachen Modellnetzes mit Kettenleiter.

Für Werte $1 \leq n \leq 100$ zeigt Bild 2.6 das Ergebnis der Berechnungen von Δi . Zusätzlich zu den Werten der relativen Betragsabweichung Δi sind dort noch die relativen Spannungs-differenzen Δu aufgetragen, die sich nach Glg.(2.27) für die hier angenommenen induktiven und kapazitiven Lasten im L-Netz ergeben.

$$\Delta u = \left| \frac{\underline{U}^v}{\underline{E}} \right| - 1 \quad (2.27)$$

Die Werte für $0 < \eta < \pi$ sind nach Glg.(2.24) betragsmäßig stets kleiner.

Der erste Blick zeigt, daß für $n = 1$ die größten Abweichungen sowohl auf der sicheren als auch auf der unsicheren Seite liegen. Mit zunehmender Elementezahl n werden die Betragsabweichungen kleiner; Δu und Δi haben stets das gleiche Vorzeichen.

Als zweites, wichtiges Ergebnis liefert Bild 2.6, daß, ausgehend von der Betragsgleichheit der Größen Δi und Δu

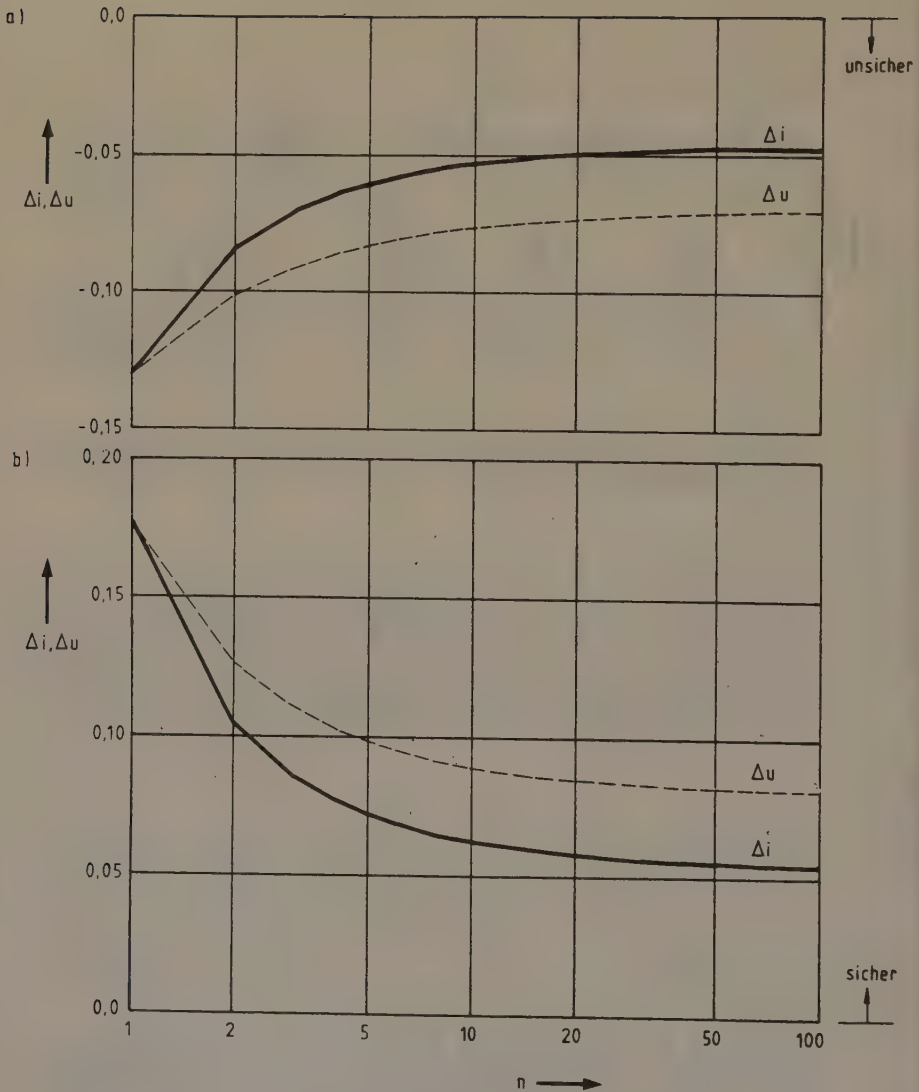


Bild 2.6 Relative Betragsabweichungen Δi und Spannungsdifferenzen Δu für einen n -elementigen Kettenleiter; $A = 0,15$.

a) Induktiv belastetes L-Netz, $\arccos(A) = 0$

b) Kapazitiv belastetes L-Netz, $\arccos(A) = \pi$

bei $n = 1$, der Betrag für Δu bei zunehmender Elementenzahl n betragsmäßig immer größer ist als der Betragswert Δi . Damit bleibt bei diesem betrachteten Netz der Fehler Δi stets innerhalb der Grenzen, die für die maximale Spannungsabweichung zugelassen werden. Die hier erkannte Beziehung zwischen Δu und Δi wird im Abschnitt 2.8 noch ausführlich behandelt.

Darüberhinaus zeigt Bild 2.6, daß sich für eine große Anzahl n der Teilvierpole der Kette die Ergebnisse der Berechnungen einer Asymptote annähern. Es liegt daher nahe, für $n \rightarrow \infty$ den Grenzwert zu bestimmen, den eine homogene Leitung liefert.

2.5 Homogene Leitung

Ein Strahlennetz mit fein verteilten Verbrauchern läßt sich einfach mit der Kettenmatrix der homogenen Leitung nach Glg.(2.28) beschreiben.

$$\begin{bmatrix} \underline{u}_1 \\ \underline{i}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh \underline{\gamma} l & \underline{\Gamma} \sinh \underline{\gamma} l \\ \frac{1}{\underline{\Gamma}} \sinh \underline{\gamma} l & \cosh \underline{\gamma} l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{u}_2 \\ \underline{i}_2 \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

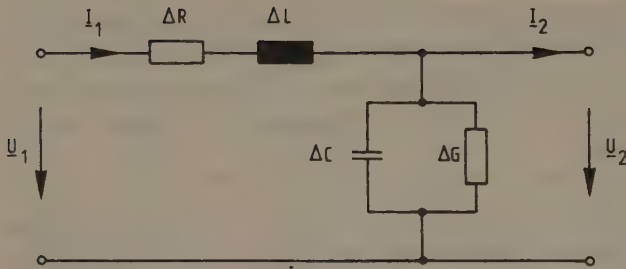


Bild 2.7 Teilvierpol einer homogenen, verlustbehafteten Leitung.

Dabei gilt für das Ersatzschaltbild eines Teilelementes der Leitung mit ihren Elementen nach Bild 2.7:

$$\underline{\Gamma} = \sqrt{\frac{\Delta R + j\omega \Delta L}{\Delta G + j\omega \Delta C}} = \sqrt{\frac{\Delta \underline{Z}}{\Delta \underline{Y}}} \quad (2.29)$$

und

$$\underline{\gamma} l = n \sqrt{(\Delta R + j\omega \Delta L)(\Delta G + j\omega \Delta C)} = n \sqrt{\Delta \underline{Z} \Delta \underline{Y}} \quad (2.30)$$

Setzt man (2.25) und (2.26) in (2.29) und (2.30) ein, so ergibt sich

$$\underline{\Gamma} = \sqrt{\Delta \underline{Z} / \Delta \underline{Y}} = \sqrt{\underline{Z} / \underline{Y}} \quad (2.31)$$

$$\underline{\gamma} l = n \sqrt{\Delta \underline{Z} \Delta \underline{Y}} = \sqrt{\underline{Z} \underline{Y}} \quad (2.32)$$

Zur Bestimmung der relativen Betragsabweichung nach Glg.(2.24), müssen $\underline{I}_k^E$, $\underline{I}_k^N$ und $\underline{U}^V$ bekannt sein.

Man erhält den exakten Wert des Kurzschlußstromes, wenn die Spannung $\underline{U}_2=0$ in die erste Zeile von (2.28) eingesetzt wird:

$$\underline{I}_k^E = \underline{I}_2(\underline{U}_2=0) = \frac{\underline{U}_1}{\underline{\Gamma} \sinh \underline{\gamma} l} \quad (2.33)$$

Zur Bestimmung des Näherungswertes $\underline{I}_k^N$ für das vereinfachten Verfahren wird aus der ersten Zeile von (2.28) zunächst die Spannung $\underline{U}^V$ am Ende der Leitung für den Leerlauf ($\underline{I}_2=0$) ermittelt

$$\underline{U}^V = \underline{U}_2(\underline{I}_2=0) = \frac{\underline{U}_1}{\cosh \underline{\gamma} l} \quad (2.34)$$

Dann berechnet sich $\underline{I}_k^N$ (ohne Berücksichtigung der Queradmittanz $\underline{Y}$) zu

$$\underline{I}_k^N = \frac{\underline{U}^V}{\underline{Z}} = \frac{\underline{U}_1}{\underline{Z} \cosh \underline{\gamma} l} \quad (2.35)$$

Mit den hier gewonnen Ergebnissen lassen sich jetzt die relativen Betragsabweichungen von Strom und Spannung angeben:

$$\Delta i = \left| \frac{\underline{I}_k^N}{\underline{I}_k^E} \right| - 1 = \left| \frac{\underline{\Gamma} \sinh \underline{\gamma} l}{\underline{Z} \cosh \underline{\gamma} l} \right| - 1 = \left| \frac{1}{\sqrt{\underline{ZY}}} \tanh \sqrt{\underline{ZY}} \right| - 1 \quad (2.36)$$

$$\Delta u = \left| \frac{u^v}{u_1} \right| - 1 = \left| \frac{1}{\cosh \sqrt{ZY}} \right| - 1 \quad (2.37)$$

Einsetzen des Größtwertes $A = 0,15$ liefert die asymptotischen Endwerte im Bild 2.6a für $\text{arc}(\underline{A})=0$ auf der unsicheren Seite

$$\Delta i = -0,0472 \quad (2.38a)$$

$$\Delta u = -0,0706, \quad (2.38b)$$

und im Bild 2.6b für $\text{arc}(\underline{A})=\pi$ auf der sicheren Seite

$$\Delta i = 0,0532 \quad (2.38c)$$

$$\Delta u = 0,0800. \quad (2.38d)$$

Als Ergebnis läßt sich an dieser Stelle also festhalten, daß das Modellnetz nach Bild 2.1, das aus lediglich zwei passiven Elementen zusammengesetzt ist, die härtesten Fälle für die Kurzschlußstromberechnung liefert. Eine Unterteilung schon auf zwei Teilelemente ergibt, wie Bild 2.6 zeigt, eine deutliche Verringerung der Betragsabweichungen Δi um mehr als ein Drittel.

Eine weitergehende Unterteilung liefert betragsmäßig immer kleinere Werte, die schließlich für $n \rightarrow \infty$ in die Ergebnisse für die Berechnung einer homogenen Leitung übergehen.

Diese Feststellungen beziehen sich zunächst einmal auf den Fall, daß der Kurzschluß am Ende einer Leitung eintritt. Welchen Einfluß ein variabler Kurzschlußort im Zuge eines Kettenleiters hat, wird in dem folgenden Abschnitt untersucht.

2.6 Einfluß des Kurzschlußortes bei verteilten Lasten

Für die folgende Untersuchung wird ein Kettenleiter nach Bild 2.5 mit $n = 50$ Teilelementen zugrunde gelegt. Für alle Orte M wird nacheinander ein Kurzschluß angenommen und die Werte der relativen Betragsabweichungen Δi und Δu ermittelt. Dabei ist hier, abweichend von Glg.(2.27), Δu die Differenz des Spannungsbetrages am Fehlerort M von der den Kurzschluß speisenden, konstanten Spannung $\underline{E}$ nach Bild 2.5.

Für die Werte des Lastwinkels wurden mit $\arccos(\underline{A}) = 0$ und π wieder die härtesten Bedingungen, die zu größten Betragsabweichungen führen, gestellt. Die Ergebnisse sind im Bild 2.8 über dem Kurzschlußort M aufgetragen.

Die Betragsabweichung Δi beginnt, für $M = 0$, mit dem Wert Null und steigt dann mit etwa quadratischem Verlauf an bis zum jeweiligen Endwert bei $M = 50$.

Die Spannungsdifferenz Δu beginnt ebenfalls für $M = 0$ mit dem Wert Null bei anfangs großer Steigung, da hier der hohe Wert der Summenlast stärker in die Spannung eingeht, als am Ende der Leitung. Die Steigung wird im weiteren Verlauf flacher, bis sie ihrem asymptotischen Endwert zustrebt.

Es zeigt sich also, daß der Kurzschluß am Leitungsende zu den größten Abweichungen der exakten Lösungen von den Näherungswerten führt.

Induktive Lasten im L-Netz liefern auch hier erwartungsgemäß stets Werte auf der unsicheren Seite.

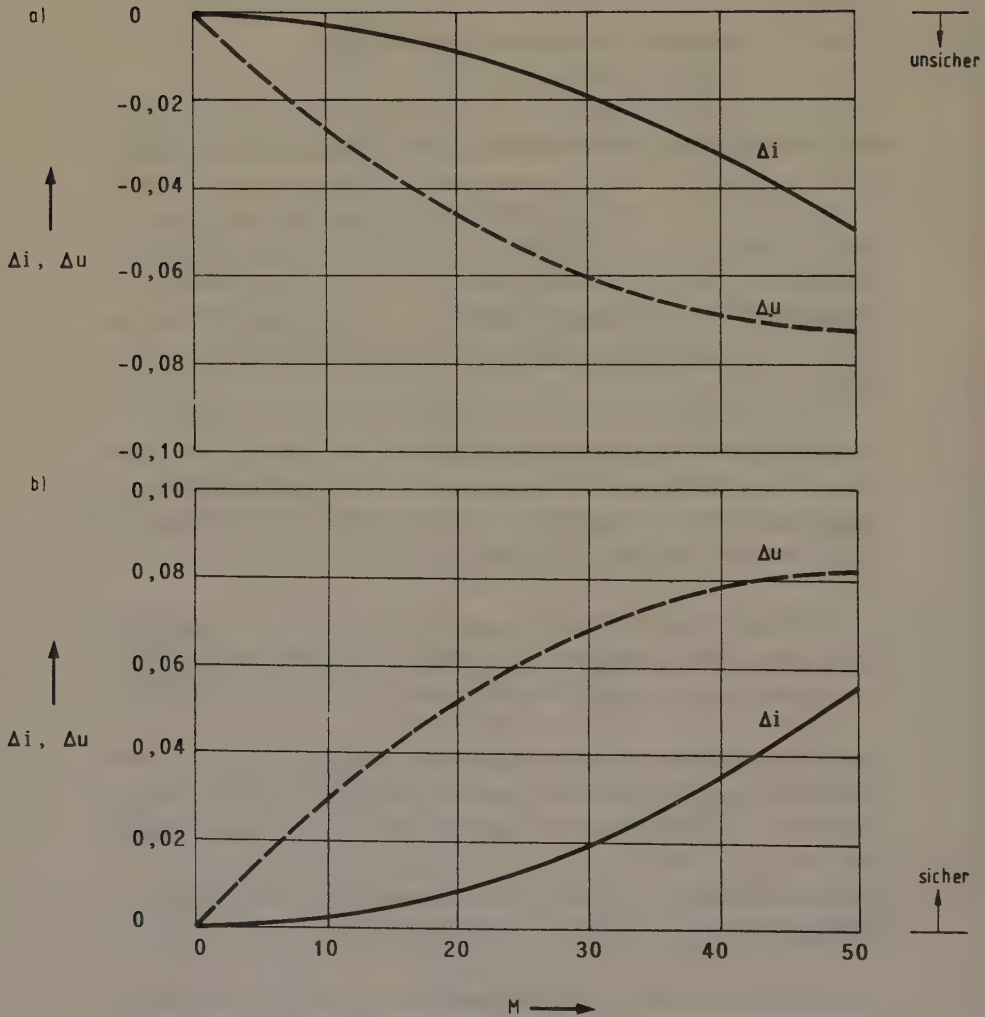


Bild 2.8 Relative Betragsabweichungen Δi und Spannungsdifferenzen Δu über dem Kurzschlußort M; $A = 0,15$.

a) Induktiv belastetes L-Netz, $\text{arc}(\underline{A}) = 0$

b) Kapazitiv belastetes L-Netz, $\text{arc}(\underline{A}) = \pi$

2.7 Ergebnis der Berechnungen für das einfache Modellnetzes

Die Zusammenfassung der Ergebnisse der bisherigen Untersuchung zeigt, daß einfache Modellnetze, also beispielsweise ein Strahlennetz mit einer Punktlast, die größten relativen Betragsabweichungen für gleiche Werte von A liefern.

Eine Unterteilung der Leitung und der Lasten ergibt mit zunehmender Kettengliederzahl stets kleinere Betragsabweichungen Δ_i als die Werte nach Abschnitt 2.1. Damit liefert das einfachste Modell eines Strahlennetzes mit nur einem Verbraucher hier die härtesten Fälle im Sinne der Kurzschlußstromberechnung.

Wie bereits schon erwähnt, fällt bei der Betrachtung der Bilder 2.6 und 2.8 besonders der Verlauf der Spannungsdifferenz Δu auf, der nun im nächsten Abschnitt genauer untersucht werden soll.

2.8 Einfluß der Spannungshaltung

Die Transformator клемmenspannung $\underline{U}_T$ ist nach Gleichung (2.1) abhängig von α , β und dem Impedanzverhältnis $\underline{A}$. Bei überwiegend induktiven Lasten $\underline{Y}$ im L-Netz ist sie größer als die am Ort $\alpha\beta$ gemessene Netzennspannung $U^V = U_n / \sqrt{3}$, bei überwiegend kapazitiven Lasten $\underline{Y}$ wird sie dagegen kleiner sein, da der spannungserhöhende Einfluß der Kapazität ausgeglichen werden muß. Längs der Leitung $\underline{Z}$ soll jedoch mit Rücksicht auf die Isolation und zur sicheren Spannungsversorgung beispielsweise in Mittel- und Hochspannungsnetzen an keinem Ort die Nennspannung um mehr als höchstens 10% über- oder unterschritten werden.

Bei allen passiven Leitungsimpedanzen $\underline{Z}$ sind am Anfang und am Ende der Leitung die größten Spannungsabweichungen zu erwarten. Die Ungleichungen

$$0,9 \leq \left| \frac{\underline{v}_a}{\underline{U}^V} \right| \leq 1,1 \quad (2.39a)$$

$$0,9 \leq \left| \frac{\underline{v}_e}{\underline{U}^V} \right| \leq 1,1 \quad (2.39b)$$

müssen daher beispielsweise in Hoch- und Mittelspannungsnetzen stets erfüllt sein. Für Niederspannungsnetze sind engere Toleranzen einzuhalten.

Die Verläufe der hierfür geltenden Funktionen der Spannungsdifferenzen

$$\Delta v_a = \left| \frac{\underline{v}_a}{\underline{U}^V} \right| - 1 = \left| \frac{1 + \alpha \underline{A}}{1 + \alpha(1 - \beta) \underline{A}} \right| - 1, \quad (2.40a)$$

$$\Delta v_e = \left| \frac{\underline{v}_e}{\underline{U}^V} \right| - 1 = \left| \frac{1}{1 + \alpha(1 - \beta) \underline{A}} \right| - 1, \quad (2.40b)$$

$$\Delta v = \text{Max} \{ \Delta v_a, \Delta v_e \} \quad (2.40c)$$

sind in dem Bild 2.9 zusätzlich zu den schon aus Bild 2.2 bekannten Ergebnissen eingezeichnet. Dabei sorgte der Verzicht auf die Kurvenverläufe für $\beta = 0,5$ für eine größere Übersichtlichkeit. Die Kurven für $\beta = 1$ sind zur besseren Unterscheidung mit einem kleinen Kreis markiert.

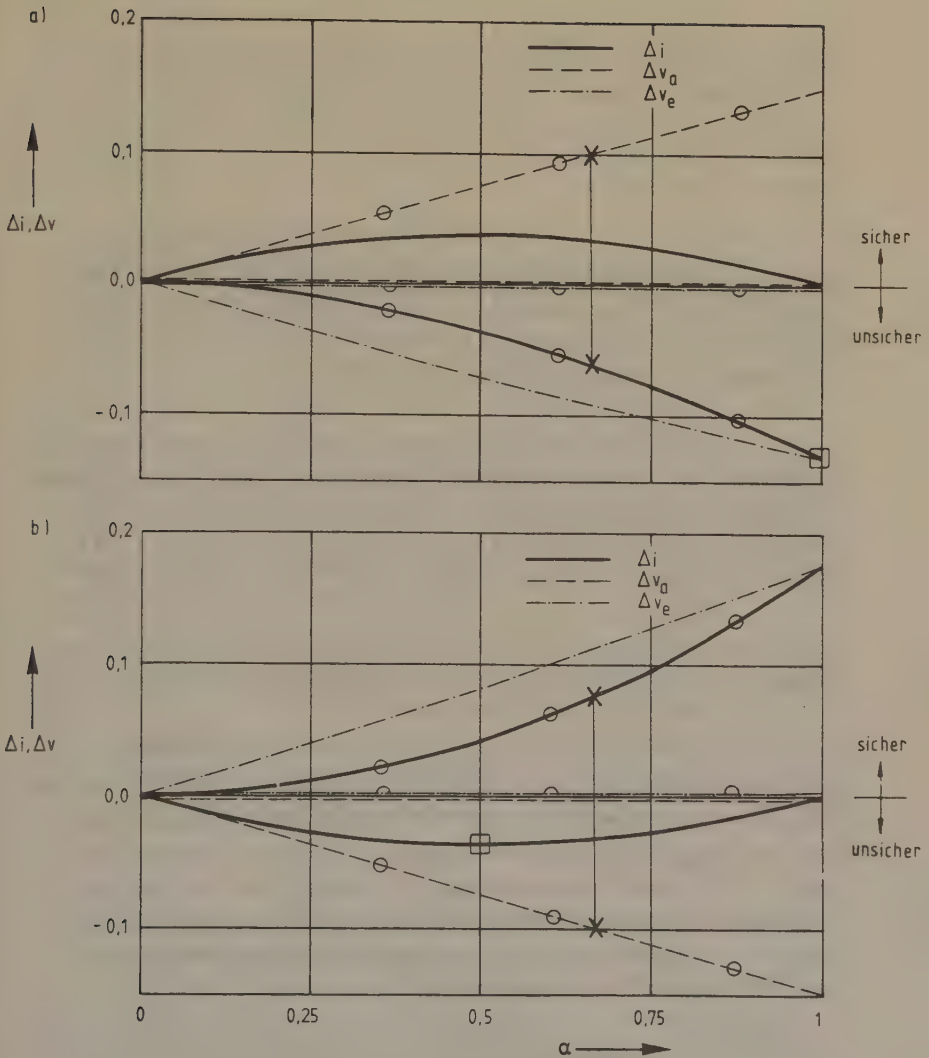


Bild 2.9 Relative Betragsabweichungen Δi und Spannungsdifferenzen Δv nach Glgn.(2.4, 2.40) für $A = 0,15$.

a) Induktiv belastetes L-Netz, $\text{arc}(\underline{A}) = 0$

b) Kapazitiv belastetes L-Netz, $\text{arc}(\underline{A}) = \pi$

— Kurven für $\beta=0$; —○— Kurven für $\beta=1$

□ "Kritischer Fall" Δi ; X Grenzwert $\Delta v_a = 0,1$

Aus Glg.(2.40) erkennt man unmittelbar:

$$\Delta v_a = 0 \quad \text{für} \quad \beta = 0$$

$$\Delta v_e = 0 \quad \text{für} \quad \beta = 1 .$$

Größte Spannungsabweichungen sind sicher zu erwarten, wenn sich die Last $\underline{Y}$ am Ende der Leitung ($\alpha=1$) befindet, und die Spannung $\underline{U}$ am Anfang ($\beta=0$) oder am Ort der Last ($\beta=1$) auf ihren Sollwert eingestellt wird.

Nach Bild 2.9a und Glg.(2.40) steigt für $\beta = 1$ die Spannungsdifferenz Δv_a linear mit α an, während Δv_e für $\beta = 0$ schwach gekrümmt abfällt und bei $\alpha = 1$ mit $-A/(1+A)$ denselben Wert erreicht, wie für den "Kritischen Fall" Δi nach Glg.(2.4) mit $\alpha = \beta = 1$.

Für $\arccos(A) = \pi$ nach Bild 2.9 b drehen sich im ersten Augenschein die Vorzeichen der Abweichungen einfach um.

Eine induktive Last im L-Netz ergibt die größte Abweichung auf der unsicheren Seite für die Parameter $\alpha = \beta = 1$. Folgt man im Bild 2.9a dem Verlauf der Spannungsdifferenz Δv_a für $\beta = 1$, so wird bei $\alpha = 0.6667$ mit $\Delta v_a = 0,10$ der nach Glg.(2.39) höchstzulässige Wert erreicht. Der im Bild mit $\times$ hierfür gekennzeichnete Wert der Stromabweichung liegt mit $\Delta i = -0,0606$ deutlich weniger auf der unsicheren Seite als der in (2.15) angegebene Wert $-0,1304$.

Die gleiche Aussage läßt sich auch für die größte positive Strom-Betragsabweichung im Bild 2.9b für $\beta = 1$ treffen. Hier ist durch die Begrenzung von $\Delta v_a = -0,10$ für denselben, gekennzeichneten Wert $\alpha = 0,6667$ der größte Fehler auf der positiven, sicheren Seite $\Delta i = 0,0741$.

Der zweite "Kritische Fall", hier im Bild 2.9b für $\beta = 0$ und $\alpha = 0,5$ wird durch (2.39) nicht begrenzt; er liegt ohnehin mit $\Delta i = -0,0375$ nur wenig auf der unsicheren Seite.

Es liegt nun nahe, die Ungleichung (2.39) als Schranke bei der Bestimmung für die größtmöglichen relativen Betragsabweichungen Δi heranzuziehen. Mit (2.40) lassen sich dann die Grenzwerte der Parameter α , β und A finden, die garantieren, daß die Netzspannung nur in dem nach Glg.(2.39) tolerablen Bereich von der Nennspannung abweicht.

Der Verlauf der Betragsabweichungen für variables η ist stetig, so daß für die größten Abweichungen die Lastwinkel zu $\eta = 0$ und $\eta = \pi$ gesetzt werden dürfen. Dann gelten die Bedingungen nach Tabelle 2.II für das Einhalten der Spannungsbedingung im gesamten Netz.

2 Parameter gegeben	Schranken des dritten Parameters für	
	$\arccos(\underline{A}) = 0$	$\arccos(\underline{A}) = \pi$
$\alpha = 1 \quad \beta = 1$	$A \leq 0,1$	$A \leq 0,1$
$A = 0,15, \alpha = 1$	$0,2593 \leq \beta \leq 0,6970$	$0,3940 \leq \beta \leq 0,6293$
$A = 0,15, \beta = 0$	$\alpha \leq 0,7407$	$\alpha \leq 0,6060$
$A = 0,15, \beta = 1$	$\alpha \leq 0,6667$	$\alpha \leq 0,6667$

Tabelle 2.II Abhängigkeiten der Parameter α , β und A für die extremalen Lastfälle $\arccos(\underline{A})=0$ und π , wenn die Ungleichungen (2.39) eingehalten werden.

Sind jeweils zwei Parameter fest vorgegeben, ergibt die Spannungsbedingung (2.39) eine Begrenzung für den dritten Parameter. Setzt man beispielsweise die angegebenen Werte der letzten beiden Zeilen aus Tabelle 2.II in Glg.(2.4) ein, ergeben sich Grenzen für die Stromabweichung Δi , die unkritisch sind.

Im Gegensatz dazu führt die Berechnung mit den Parametern der wichtigen ersten beiden Zeilen auf Abweichungen, die die kritischen Extremwerte Δi für $\alpha = 1$ deutlich einschränken können.

Setzt man etwa, wie in der ersten Zeile von Tabelle 2.II, $\alpha = \beta = 1$, erkennt man unmittelbar aus Glg.(2.40), daß nur die Spannungsdifferenz Δv_a Werte abweichend von Null annehmen kann und dann mit der Bedingung (2.39) der Quotient A Werte kleiner gleich 0,1 annehmen muß; es gilt damit:

$$A_{zul} \leq \Delta v_{zul} .$$

Für die nach Abschnitt 2.2 jedoch möglichen Werte $A \leq 0,15$ muß also für größte Abweichungen bei $\alpha = 1$ durch Variation des Parameters β die Begrenzung für Δv , und damit für Δi , bestimmt werden.

Das Ergebnis zeigt die zweite Zeile von Tabelle 2.II; der dort angegebene Wertebereich für β erscheint auch angemessen und vernünftig, da die Spannung üblicherweise weder an der Einspeisestelle noch am Netzausläufer, sondern zweckmäßigerweise irgendwo im Netz auf den Sollwert gebracht wird.

Vergleicht man für $\alpha = 1$ die dann wiederum relevante Glg.(2.40a) mit (2.4), ergibt sich unmittelbar die Grenzbeziehung der Abweichung

$$\Delta i_{\text{grenz}} = \frac{1}{1 + \Delta v_{\text{zul}}} - 1, \quad (2.41)$$

wobei für Δv_{zul} die im Netz höchstzulässige Spannungsdifferenz eingesetzt wird.

Mit Gleichung (2.41) lassen sich also die Grenzwerte der Abweichungen Δi für die jeweils zutreffenden Spannungshaltungsbedingungen angeben. Es sind dies beispielsweise für:

$$\Delta v = \pm 15\% \quad -0,1304 \leq \Delta i \leq + 0,1765 \quad (2.42a)$$

$$\Delta v = \pm 10\% \quad -0,0909 \leq \Delta i \leq + 0,1111 \quad (2.42b)$$

$$\Delta v = \pm 5\% \quad -0,0476 \leq \Delta i \leq + 0,0526 \quad (2.42c)$$

Diese Grenzen können, wie oben erwähnt, nur dann erreicht werden, wenn der Wert A ausreichend groß ist; sein in Abschnitt 2.2 abgeschätzter Größtwert ist für die Werte nach Glg.(2.42) ausreichend.

Man erkennt sehr deutlich, daß die Abweichung Δi auf der besonders kritischen, unsicheren Seite betragsmäßig zwar stets kleiner ist als der Betrag der Spannungsdifferenz, aber etwa in der gleichen Größenordnung liegt. Diese Aussage wird auch durch die Ergebnisse in /24/ nachdrücklich bestätigt.

2.9 Folgerungen

Läßt man in einem Energieversorgungsnetz üblicherweise nur Spannungsdifferenzen von $\pm 10\%$ zu, erreicht die Abweichung Δi für den Kurzschluß an der Fehlerstelle F auf der unsicheren Seite nach Glg.(2.42b) höchstens den Wert $-0,091$.

Größere Abweichungen auf der unsicheren Seite, wie sie in /9/ für ein Netz mit hoher Nennspannung und großen Lasten angegeben sind, konnten nicht gefunden werden.

Als Grund wurde zunächst vermutet, daß wegen der dort angenommenen langen Leitung der Wert A größer als der in Abschnitt 2.2 abgeschätzte wird und daher nach Glg.(2.4) und Tabelle 2.1 größere Abweichungen als nach Bild 2.3 möglich werden.

Die daraufhin durchgeführte Nachrechnung des angegebenen Beispiels bestätigte zunächst diese Vermutung. Es stellte sich zusätzlich heraus, daß die in /9, Bild 7/ dargestellten Kurvenverläufe bei unterschiedlichen Lasten und Leitungslängen für den Kurzschlußstrom an der Sammelschiene der Einspeisung berechnet wurden; sie können daher nicht mit den hier vorliegenden Ergebnissen, die für den Kurzschlußstrom an der Fehlerstelle gelten, verglichen werden.

Die Nachrechnung für den Kurzschlußstrom an der Fehlerstelle erbrachte hingegen Werte der Abweichung Δi , die nur geringfügig von Null abwichen.

Darüberhinaus lieferte eine weitere Rechnung für den Kurzschlußstrom am Ort der Einspeisung, die zusätzlich die Grenzen der Spannungshaltung Glg.(2.39) in die Berechnung mit einbrachte, Ergebnisse für Δi auf der unsicheren Seite, die innerhalb der in Glg.(2.42b) angegebenen Begrenzung lagen.

Wird also die Spannung in einem vorgegebenen Band eingehalten und damit die Grenze der Abweichungen Δi nach (2.41) und (2.42) beschränkt und erhöht man den Wert der den Kurzschlußstrom I_k^N treibenden Spannungsquelle U_F^V nach Bild 1.1b um einen Faktor $c > 1$, entsprechend der vorgegebenen Bandbreite, beispielsweise:

$$U_F^V = 1,1 U_n / \sqrt{3} \quad \text{für das Spannungsband } \pm 10\%, \quad (2.43)$$

so führt unter den oben angegebenen Voraussetzungen die Berechnung des Kurzschlußstromes mit dem vereinfachten Verfahren auf Abweichungen Δi , die stets auf der sicheren Seite liegen.

Dieses Ergebnis und der Vergleich der Gleichungen (2.42b) und (2.43) läßt darauf schließen, daß c , der sogenannte Spannungsfaktor, eine Funktion von Δv ist. Werden also in einem Netz andere Spannungsdifferenzen als $\pm 10\%$ zugelassen, muß auch der Faktor c erhöht oder erniedrigt werden. Dem wurde in /22/ im internationalen Rahmen insoweit Rechnung getragen, daß die Festsetzung des Wertes von c den nationalen Komitees überlassen wurde.

Zurückgehend auf die vorliegende Untersuchung läßt sich zusammenfassend sagen:

- Das einfache Strahlennetz nach Bild 2.1 liefert für die Kurzschlußstromberechnung den härtesten Fall.
- Abhängig vom Lastwinkel η gibt es zwei Kombinationen für die Ortsparameter α und β nach Tabelle 2.1 und Bild 2.3, die zu größten Kurzschlußströmen führen.

- Die Abweichungen Δi auf der unsicheren Seite, die bei Anwendung der vereinfachten Berechnungsmethode auftreten können, sind betragsmäßig stets kleiner als die Werte der zulässigen prozentualen Spannungsdifferenzen Δv ; sie können u.U. den mit (2.4) berechneten Wert nicht immer erreichen.

Dieser besondere Einfluß der Spannungshaltung auf die Größe des Kurzschlußstromes wurde bei Impedanzmessungen im Bergbau unter Tage, die im folgenden beschrieben werden, bestätigt.

Die durchgeführten Impedanzmessungen dienten auch der Kontrolle, ob die im Planungsstadium berechneten Werte, die stets fehlerbehaftet sind, mit den tatsächlich im Netz vorkommenden Größen übereinstimmen.

3 Kurzschlußströme in 500-V-Bergbaunetzen

3.1 Ziel der Untersuchung

Die Einstellung des Netzschutzes, an dessen Sicherheit vor allem in Bergbaubetrieben unter Tage sehr hohe Anforderungen gestellt werden, erfordert die möglichst genaue Berechnung des kleinsten Kurzschlußstromes. Da in sie viele, nur ungenügend abschätzbare Einflüsse eingehen, wie Kontaktübergangswiderstände, Temperaturerhöhungen der Leiter, Erd- und Nulleitervermaschung, Lichtbögen u.ä., wurden Impedanzmessungen in Niederspannungsnetzen der öffentlichen Energieversorgung und Industriebetrieben vorgenommen, deren Ergebnisse Eingang in die Normung fanden /6/. Die bisher in /1 bis 4, 12, 13/ betrachteten Netze werden mit starr geerdeten Sternpunkten betrieben; dort ist im allgemeinen der einpolige Kurzschlußstrom entscheidend. Die Niederspannungsnetze unter Tage werden isoliert betrieben; dort ist der zweipoligen Kurzschlußstrom maßgebend. Die für den Bergbau zutreffende Bestimmung /11/ schreibt, über /6/ hinausgehend, für die Berechnung des kleinsten Kurzschlußstromes Werte vor, von denen vermutet wird, daß sie zu weit auf der sicheren Seite liegen.

Das zuständige DKE-Komitee 238 regte im Zuge der Neufassung der VDE-Bestimmung 0118 "Errichten elektrischer Anlagen im Bergbau unter Tage" an, durch Impedanzmessungen zu überprüfen, ob die Berechnung des Kurzschlußstromes in Bergbaubetrieben unter Tage sich wesentlich von der Berechnung in Industrie- oder Energieversorgungsnetzen über Tage unterscheidet.

Anhand der daraus zu gewinnenden Ergebnisse sollte festgelegt werden, ob die Kurzschlußstromberechnung mit VDE 0118 zukünftig andere Festlegungen erfordert als nach /6/; dies gilt vor allem für den Faktor $c_{\min}$ zur Bestimmung des

kleinsten Kurzschlußstromes, der alle der Berechnung nicht zugänglichen Größen berücksichtigen soll.

3.2 Meß- und Rechenverfahren

Zur Lösung dieser gestellten Aufgabe wurden zwei neue RX-Doppel-Meßbrücken nach /13/ für Netze mit der Nennspannung 500 V entwickelt. Damit wurden in Bergbaubetrieben unter Tage die Innenimpedanzen verschiedener Netzknoten mit vorgelagertem Mittel- und Hochspannungsnetz gemessen. Während der Messung wird der untersuchte Netzzweig mit einem intermittierenden Belastungsstrom von 10 A beaufschlagt, der den Netzbetrieb nicht beeinträchtigt.

Jeder Meßvorgang liefert zwei Meßgrößen, die etwa dem Real-(r) und Imaginärteil(x) der Impedanz entsprechen. Aus ihnen wird mit einem Korrekturverfahren, das im wesentlichen die unvermeidlichen Verluste im Gerät berücksichtigt, die komplexe Innenimpedanz mit einem Fehler von

$$F_{r,x} = \pm(2 \text{ m}\Omega + 0,01 Z_{r,x}) \quad (3.1)$$

ermittelt.

Die Netzimpedanz wurde an 61 Knoten in drei verschiedenen Bergbaubetrieben gemessen. Davon waren 30 Einspeise- und 31 Ausläuferpunkte.

Um einen möglichst repräsentativen Querschnitt für die in der Ruhrkohle AG zusammengefaßten Zechen zu erhalten, wurde je eine Schachtanlage im westlichen, mittleren und östlichen Ruhrgebiet nach folgenden Gesichtspunkten ausgewählt:

- Zugänglichkeit der Knoten,
- Einspeise- und Ausläuferknoten mit verschiedenen Kabeltypen, -querschnitten und -längen,
- Einspeiseknoten mit unterschiedlichen Transformatoren.

An jedem Knoten wurden jeweils die drei Impedanzen $\underline{Z}_{2pM}$ und die drei Spannungen $\underline{U}_M$ zwischen den Außenleitern gemessen.

Da für generatorferne Netze ohne motorische Verbraucher die Mitimpedanz $\underline{Z}_1$ gleich der Gegenimpedanz $\underline{Z}_2$ ist, ergibt sich die Mitimpedanz zu

$$\underline{Z}_{1M} = \underline{Z}_1 = \underline{Z}_2 = (\underline{Z}_{2pM})/2 ; \quad (3.2)$$

und der zweipolige, durch Meßwerte bestimmte Kurzschlußstrom ist damit

$$\underline{I}_{k2p \text{ MR}} = \frac{\underline{U}_M}{2 \underline{Z}_{1M}} ; \quad (3.3)$$

Indizes:

- 2p 2-polige Belastung
- M gemessener Wert
- MR aus Meßwerten berechneter Wert .

Für die Impedanz $\underline{Z}_{2pM}$ wurden, abgesehen von wenigen, im Abschnitt 3.3.2 erläuterten Ausnahmen, jeweils die Mittelwerte aus den drei Messungen zwischen den Außenleitern je Knoten eingesetzt.

Die Berechnung der Netzimpedanz $\underline{Z}_{1R}$ an den gewählten Netzknoten erfolgte anhand von Tabellen der Kabelhersteller und den entsprechenden Vorschriften /6 und 11/.

Nach diesen Vorschriften gilt für den zweipoligen Kurzschlußstrom für die Planungsrechnung:

$$I_{k2p R} = \frac{c \cdot U_{nT}}{2 \underline{Z}_{1R}} ; \quad (3.4)$$

R aus den Unterlagen berechnet,
 U_{nT} Nennspannung des Transformators,

mit

$$c \cdot U_{nT} = c \cdot 525 \text{ Volt.} \quad (3.5)$$

Die Forderung, ob der größte oder kleinste Kurzschlußstrom berechnet werden soll, bestimmt die Größe des Faktors c.
 So gilt nach /11, § 49 c 2/:

$$I_{k \max} \rightarrow c_{\max} = 1,0 \quad (\text{Beanspruchung}), \quad (3.6)$$

$$I_{k \min} \rightarrow c_{\min} = 0,8 \quad (\text{Netzschutz}). \quad (3.7)$$

Bei der Berechnung der größten und kleinsten Kurzschlußströme wird stets der vollkommene (metallische) Kurzschluß vorausgesetzt. Zusätzliche Einflüsse, die der genauen

Berechnung nicht zugänglich sind, werden überschlägig durch den Faktor c berücksichtigt.

Der Wert für $c_{\min} = 0,8$ wurde von der Fachwelt als nicht mehr realistisch angesehen. Da der mit Gleichung (3.3) aus den Meßwerten ermittelte zweipolige Kurzschlußstrom die anfangs beschriebenen Einflüsse bis auf den Lichtbogeneinfluß enthält, läßt sich mit seiner Hilfe der Faktor c überprüfen. Läßt man den Einfluß eines solchen Lichtbogens außer Betracht, so ergibt der Quotient aus Gln(3.3 und 3.4) für jeden Meßpunkt einen neuen Faktor c ; er gibt das Verhältnis an zwischen den tatsächlich fließenden Strömen und den berechneten:

$$c_{2p} = \left| \frac{I_{k2p} \text{ MR}}{I_{k2p} \text{ R}} \right| = \left| \frac{U \text{ M}}{U_{nT}} \right| \cdot \left| \frac{Z_{1R}}{Z_{1M}} \right| \quad (3.8)$$

Um möglichst realitätsbezogene Werte Z_{1R} zu bekommen, mußte für die richtige Berechnung der Resistanz der Einfluß der Temperatur für Mittel- und Niederspannungsnetze getrennt berücksichtigt werden, da die Mittelspannungskabel vorzugsweise in relativ gut gekühlten Schächten und Strecken verlegt sind.

3.3 Meßergebnisse

3.3.1 Kontrolle der Messungen

Die verwendeten Impedanzmeßbrücken wurden nach Fertigstellung in einem geeigneten 500-Volt-Netz geeicht. Dazu dienten verschiedene, hochgenau ausgemessene Eichimpedanzen, die bei der Eichmessung an einer Speisestelle mit geringer Innenimpedanz zwischengeschaltet wurden. Die dann an den

Geräten abgelesenen Impedanzwerte wurden anhand von jeweils 110 Eichmessungen mit rechnerisch ermittelten Werten verglichen. Die dabei festgestellten Abweichungen zwischen Meß- und Rechenwerten fanden Eingang in ein Rechenprogramm auf einem Tischrechner, wo mit Hilfe von Ausgleichsfunktionen die an den Geräten abgelesenen, fehlerbehafteten Meßwerte so verbessert werden konnten, daß der in Gleichung (3.1) angegebene Fehler eingehalten wird.

Eine weitere Kontrolle zur Beurteilung der Messungen ist die Bestätigung der zyklischen Symmetrie des Drehstromnetzes. Sie ließ sich dadurch überprüfen, daß zwischen allen drei Außenleitern gemessen wurde und als Meßwert $\underline{Z}_{2pM}$, bis auf in 3.3.2 beschriebene Ausnahmen, der arithmetische Mittelwert eingesetzt wurde. In 90 % aller Fälle war der Unterschied zwischen den drei Meßwerten kleiner als der Gerätefehler nach Glg.(3.1).

3.3.2 Auswerteverfahren

Vor der Auswertung wurden die Karteidaten vor allem der Kabellängen und -typen überprüft.

Nur bei drei Meßpunkten ergab sich, daß die gemessenen Resistanzen der drei Außenleiter signifikant voneinander abwichen. Es wurden unzureichende Klemmstellen in jeweils einem Leiter vermutet. Als Meßwert wurde daher der kleinste eingesetzt.

Zur Auswertung der Impedanzmessungen standen 61 Meßwerte von Einspeise- und Ausläuferknoten zur Verfügung. Die Bilder 3.1 und 3.2 zeigen die Ergebnisse. Dort sind die berechneten Impedanzen über den gemessenen im doppellogarithmischen Maßstab aufgetragen.

In beiden Bildern sind zusätzlich Grenzkurven eingezeichnet.

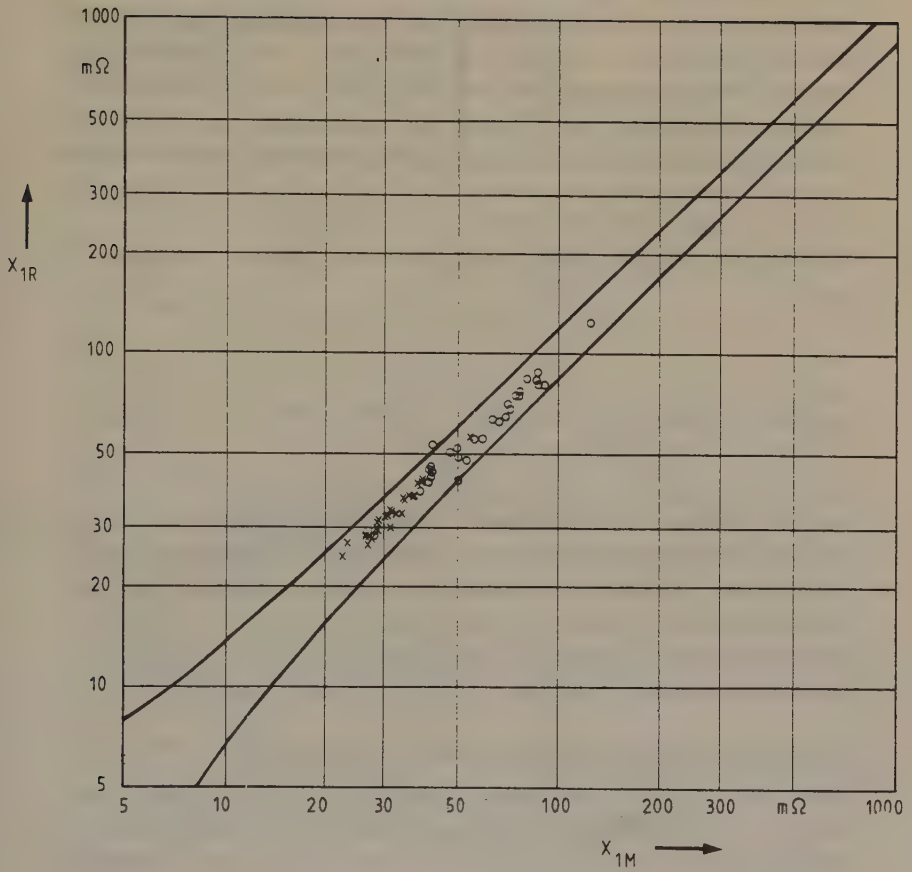


Bild 3.1 Berechnete Reaktanz X_{1R} in Abhängigkeit von der gemessenen Reaktanz X_{1M} .

- × Einspeiseknoten
- Ausläuferknoten

———— Umhüllende des Streubandes nach Glg.(3.9)

net, die die theoretischen Fehlergrenzen der RX-Meßgeräte nach Glg.(3.1) einschließlich der Datenungenauigkeiten für die Berechnung der Impedanzen enthalten. Diese Ungenauigkeiten entstehen durch unterschiedliche Tabellenwerte der Leitungsimpedanzen oder durch z.B. gerundete oder unberichtigte Verlegelängen der Kabel und Leitungen, die der Berechnung zugrunde gelegt wurden.

Die sich damit ergebende Streubandfunktion der Reaktanzwerte

$$\frac{\Delta X_{\text{lim}}}{X} = \pm \left(\frac{2}{X / \text{m}\Omega} + 0,14 \right) \quad (3.9)$$

ist im Bild 3.1 eingezeichnet. Sie enthält neben den Gerätefehler nach Glg.(3.1) zusätzlich einen vermuteten Meßlängenfehler von 10% sowie die konstruktionsbedingten Datenungenauigkeiten der Kabel und Leitungen von etwa 3%. Abweichungen dieser Größenordnung findet man schon leicht bei dem Vergleich der Kabeldaten verschiedener Hersteller.

Wie das Bild 3.1 zeigt, liegen alle Reaktanzwerte, mit Ausnahme von einem Ausreißer, innerhalb dieses Streubandes; Messung und Rechnung stimmen also gut überein und bestätigen die Funktionstüchtigkeit und Genauigkeit der verwendeten Meßgeräte.

Der Streubereich der Werte der Resistanzmessung fällt erwartungsgemäß größer aus als bei der Reaktanzmessung. Das liegt im wesentlichen an den unterschiedlichen Leitertemperaturen zur Zeit der Messung und an den bei der Berechnung unberücksichtigt gebliebenen, da nicht zugänglichen Übergangswiderständen an Kontakten und Klemmstellen. Diese hauptsächlich ohmschen Übergangswiderstände werden nach /14/ durch einen konstanten Zuschlag von 1,5 mΩ zur oberen Begrenzung in Glg.(3.10) berücksichtigt.

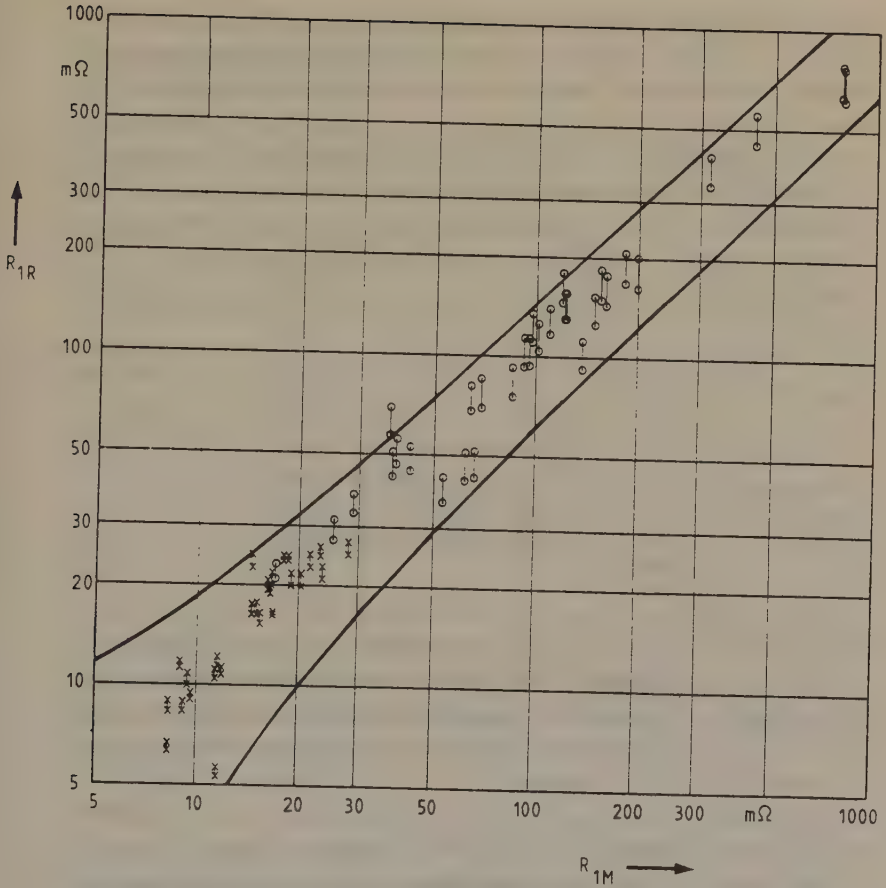


Bild 3.2 Berechnete Resistanz R_{1R} in Abhängigkeit von der gemessenen Resistanz R_{1M} .

x Einspeiseknoten

o Ausläuferknoten

Leitertemperatur: für NS = 20°C ... 80°C

für MS = 20°C ... 50°C

————— Umhüllende des Streubandes nach Gln.(3.10, 3.11)

Der Streubereich, der durch die temperaturbedingte Resistanzerhöhung entsteht, läßt sich leicht mit den minimalen und maximalen möglichen Leitertemperaturen bestimmen. Eine Temperaturerhöhung um 60 K verursacht bereits eine Ungenauigkeit von 24%. Mit den schon oben erwähnten Datenfehlern und einem zusätzlichen, konstanten Kabellängenfehler, der nur den Absolutwert des ohmischen Widerstandes erhöht, erhält man die Streubandfunktion der Resistanzwerte

$$\frac{\Delta R_{ls}}{R} = + \left(\frac{4,5}{R / \text{ m}\Omega} + 0,37 \right), \text{ obere Begrenzung, } \quad (3.10)$$

$$\frac{\Delta R_{li}}{R} = - \left(\frac{3}{R / \text{ m}\Omega} + 0,37 \right), \text{ untere Begrenzung. } \quad (3.11)$$

Außer diesem in Bild 3.2 eingezeichneten Streuband sind zu jedem Resistanzwert die Differenzen der Rechenwerte eingetragen, die sich im Temperaturbereich zwischen 20°C und 80°C (Niederspannungsnetze) bzw. 20°C und 50°C (Mittelspannungsnetze) ergeben.

Nur ein Wert liegt im Bild 3.2 vollständig außerhalb des Streubandes; es ist derselbe Meßort und hat das gleiche Vorzeichen wie der Ausreißer in Bild 3.1.

Die Leitertemperatur hat, wie man hier sieht, einen großen Einfluß auf die Größe der berechneten Resistanz. Durch Variation der Leitertemperaturen, getrennt für Mittel- und Niederspannungsnetz, konnten einheitlich für alle Meßorte Werte gefunden werden, die den tatsächlichen Gegebenheiten vor Ort am nächsten kamen. Diese Übereinstimmung war mit den angenommenen Temperaturen 35°C für Niederspannungsnetze und 20°C für Mittelspannungsnetze am größten. Die Durchschnittswerte der Rechen- und Meßwerte

und die dafür ermittelten bezogenen Abweichungen sind in der Tabelle 3.I angegeben.

Meßort	R_R mΩ	R_M mΩ	$\frac{R_R - R_M}{R_M}$	X_R mΩ	X_M mΩ	$\frac{X_R - X_M}{X_M}$
Einspeiseknoten	15,06	14,67	+0,027	34,06	32,56	+0,046
Ausläuferknoten	151,04	158,78	-0,049	61,06	61,26	-0,003

Tabelle 3.I Durchschnittswerte der berechneten und gemessenen Impedanzen und deren durchschnittliche Abweichungen; Leitertemperatur für NS 35°C, für MS 20°C.

Ein Vergleich mit den durchschnittlichen bezogenen Abweichungen der einzelnen Meßwerte zeigte Resultate der gleichen Größenordnung. Größere Abweichungen treten bei den Reaktanzen an den Einspeiseknoten und bei den Resistanzen in den Ausläuferknoten auf.

Während an den Einspeisungen die durchschnittliche Reaktanzabweichung kleiner als 2 mΩ und damit kleiner, als der Meßgerätefehler ist, wird die größere Abweichung in den ohmischen Werten der Ausläufer im wesentlichen durch ungenauen Längenangaben und die differierenden Leitertemperaturen, die bei oft verwendeten niedrigen Leiterquerschnitten langer Stichleitungen besonders ins Gewicht fallen, bestimmt.

3.3.3 Einfluß der Spannungshaltung

Zur Berechnung des tatsächlichen Kurzschlußstromes ist im Grundsatz neben der Messung der Impedanz auch die Messung der Spannung am jeweiligen Knoten notwendig. Die Häufigkeitsverteilung der gemessenen Spannung U_M zeigt Bild 3.3. Zur Unterscheidung sind dort die Werte für die Einspeisepunkte durch Schraffur hervorgehoben. Der Durchschnittswert der Spannung beträgt 527 Volt und liegt damit um ca. 5,5% oberhalb der Netznennspannung 500 Volt.

Wie man Bild 3.3 weiter entnehmen kann, kommen im Betrieb auch Werte über $1,1 U_n$ vor. Dies ist im wesentlichen auf die Struktur der untersuchten Netze zurückzuführen. Ähnlich wie das einfache Modell im Abschnitt 2 handelt es sich hier in der Hauptsache um Strahlennetze mit nur wenigen Verbrauchern hoher Leistung; z.B. Kohlehobel, Haspelantriebe, Band- und Kettenförderer u.ä., die weit entfernt von der Mittelspannungseinspeisung vor Ort angeschlossen sind. Sie stellen also im Prinzip große, induktive Lasten am Ende langer Leitungen dar.

Selbst die dann hohe kapazitive Ladeleistung der langen Kabel reicht in den meisten Fällen nicht aus, den Spannungsfall am Ende der Leitung klein zu halten. Daher muß an der Einspeisestelle die Spannung durch Umklemmen am Transformator erhöht werden.

Bei den im Bergbau unter Tage gebräuchlichen, schlagwettergeschützten Transformatoren ist dazu auf der Oberspannungsseite je eine Plus- und Minusanzapfung von 4% vorgesehen, die nur im lastlosen Zustand umgeklemmt werden darf.

Wie Bild 3.3 vermuten läßt, waren die Anzapfungen vieler Transformatoren so geschaltet, daß ihre Unterspannung den höchstmöglichen Wert hatte. Eine etwa zusätzliche Spannungserhöhung im Mittelspannungsnetz oder das Abschalten großer

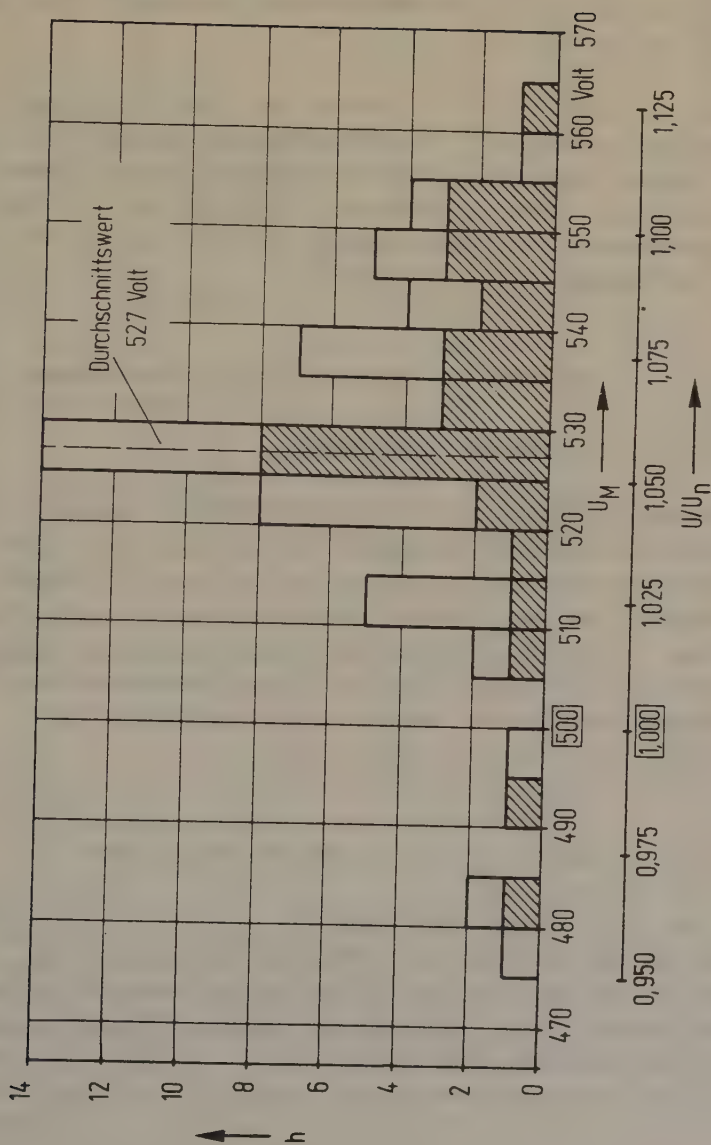


Bild 3.3 Summenhäufigkeitsverteilung der gemessenen Spannung U_M , Einspeisepunkte schraffiert dargestellt.

Lasten hat, wie dies die Messungen auch zeigten, vielfach eine Überschreitung der Nennspannung im 500-Volt-Netz um mehr als 10% zur Folge.

Alle Spannungswerte, die oberhalb der Transformatornennspannung von 500 Volt liegen, vergrößern den tatsächlich fließenden Kurzschlußstrom und führen bei der Bestimmung des Faktors c nach Gl.(3.8) zu größeren Werten. Sie verschieben damit die Ergebnisse für den kleinsten Kurzschlußstrom auf die sichere Seite.

3.4 Vergleich der zweipoligen Kurzschlußströme

3.4.1 Einfluß der Verbraucher

Der für die Schutzauslösung maßgebliche kleinste Kurzschlußstrom ist bei den unter Tage üblichen Netzen mit isoliertem Sternpunkt bei einem zweipoligen Kurzschluß zu erwarten. Um einen Netzzustand mit größten Kurzschlußimpedanzen zu schaffen, konnten die überwiegend motorischen Verbraucher in den betrachteten Niederspannungsnetzen ausgeschaltet werden. Dadurch wurde außerdem erreicht, daß Mit- und Gegenimpedanz gleichgroß sind.

3.4.2 Faktor c_{2p} für zweipoligen Kurzschluß

In dem Bild 3.4 sind die Faktoren c_{2p} nach Gl.(3.8) über dem aus den Messungen bestimmten Kurzschlußstrom I_{k2p} aufgetragen. Bei der Betrachtung fallen zunächst die zwei abgelegenen Punkte im oberen und unteren Bildbereich auf. Um ihre Bedeutung auf die Stichprobe abzuschätzen, wurde zunächst ein Ausreißertest nach DIXON /15/ durchgeführt.

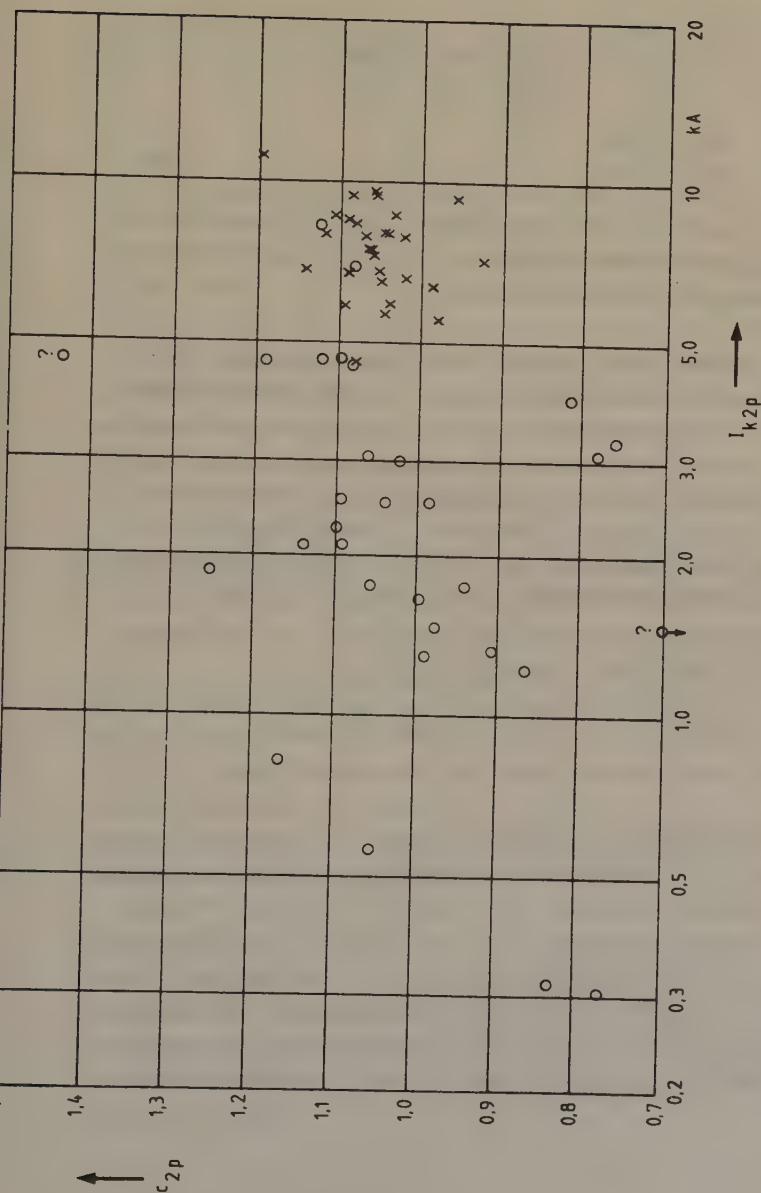


Bild 3.4 Faktor c_{2p} nach Glg. (3.8) in Abhängigkeit vom zweipoligen Kurzschlußstrom I_{k2p} , Werte mit "?" sind als Ausreißer analysierte Punkte.

- x Einspeiseknoten
- o Ausläuferknoten

Leitertemperatur: für NS = 35°C
für MS = 20°C

Der Prüfquotient

$$r = \frac{x_1 - \bar{x}}{s} \quad (3.12)$$

mit

x_1 = mutmaßlicher Ausreißer,

$\bar{x}$ = Durchschnittswert,

s = Standardabweichung

ergab bei dem Vergleich mit Tabellenwerten, die in Abhängigkeit vom Stichprobenumfang und von der geforderten statistischen Sicherheit in /15/ angegeben sind, daß der obere Wert ein Ausreißer ist; er ist derselbe, der auch schon bei der Impedanzbetrachtung aus dem Rahmen fiel.

Bei der Überprüfung der Daten für den Punkt am unteren Rand stellte sich eine signifikante Differenz in den Werten der gemessenen Spannungen heraus. Es handelt sich hierbei sicherlich um einen Meßfehler.

Diese beiden mit dem Fragezeichen (?) versehenen Punkte werden daher aus der Bewertung herausgenommen.

Im weiteren wurde untersucht, ob der vorhandene Stichprobenumfang zur Bestimmung des Faktors c mit ausreichender Genauigkeit groß genug ist. Nach /16/ reicht für eine statistische Sicherheit von $P = 99\%$ bei einer Genauigkeit von $g = 0,04$ eine Meßwertmenge von 50 Punkten aus. Damit sind die auswertbaren 59 Meßpunkte zur Festlegung des Faktors c ausreichend. Eine Steigerung auf 100 Werte würde lediglich die Genauigkeit auf $g = 0,03$ erhöhen.

Meßort	Temperatur NS/MS °C	Durchschn.- wert $\bar{c}$	Standard- abweichung s	Vertrauensbereich von $\bar{c}$		Fälle mit $c \geq 0,95$ %
				bei P=95%	bei P=99%	
Einspeiseknoten	80/50	1,0694	0,0563	0,0210	0,0283	96,67
a) Ausläuferknoten		1,1231	0,1447	0,0540	0,0728	86,21
Alle Knoten		1,0958	0,1115	0,0317	0,0423	91,53
Einspeiseknoten	80/20	1,0591	0,0526	0,0169	0,0265	96,67
b) Ausläuferknoten		1,1162	0,1439	0,0537	0,0724	86,21
Alle Knoten		1,0872	0,1105	0,0314	0,0419	91,53
Einspeiseknoten	35/20	1,0580	0,0527	0,0197	0,0265	96,67
c) Ausläuferknoten		1,0145	0,1317	0,0491	0,0662	72,41
Alle Knoten		1,0366	0,1012	0,0287	0,0384	84,75

Tabelle 3.II Zusammenstellung der charakteristischen Verteilungsgrößen des Faktors c bei zweipoligem, metallischen Kurzschluß.

In der Tabelle 3.II sind für verschiedene Temperaturbereiche der Durchschnittswert des Faktors $\bar{c}$ und dessen Standardabweichung aufgezeigt.

Bei einem Vergleich der Zeilen a) und b) fällt auf, daß der Einfluß des Mittelspannungsnetzes nur sehr unwesentlich ist; dies ist verständlich, da gerade in bergbaulichen Betrieben unter Tage zur Bereitstellung einer großen Versorgungssicherheit die Querschnitte der MS-Kabel großzügig bemessen werden.

Die langen Niederspannungskabel und -leitungen dagegen haben, wie der Vergleich der Zeilen b) und c) zeigt, einen spürbaren Einfluß auf die Impedanz und damit auf den möglichen Kurzschlußstrom und den Faktor c .

In den beiden vorletzten Spalten sind Vertrauensbereiche nach /17/ angegeben, innerhalb deren der Durchschnittswert aus einer beliebigen anderen Stichprobe mit einer statistischen Sicherheit von $P = 95\%$ bzw. $P = 99\%$ liegt. Die hier gefundenen, kleinen Werte bestätigen die Annahme, daß diese ausgewählte Stichprobe als repräsentativ für die Grundgesamtheit aller möglichen Messungen angesehen werden kann.

Die letzte Spalte gibt in Prozent die Menge der Meßpunkte an, die auf der sicheren Seite liegen, wenn der Faktor $c = c_{\min}$ zur Berechnung des kleinsten Kurzschlußstromes bestimmt werden soll.

In dem Bild 3.5 sind, ähnlich wie im Bild 3.2, die Werte der einzelnen Faktoren c mit ihren Differenzen für den größtmöglichen Temperaturbereich aufgetragen; dabei wurden die o.e. Ausreißer vernachlässigt.

Man sieht hier sehr deutlich, daß der Temperatureinfluß auf die Resistenz namentlich in den Ausläuferwerten bei kleinen Kurzschlußströmen einen großen Streubereich für den Faktor c bedeuten.

An den Einspeiseknoten, deren Ergebnisse in der Hauptsache im rechten Bildteil bei Strömen über 5 kA liegen, überwiegt der Einfluß der Reaktanzen; daher werden dort vergleichsweise geringe Differenzbreiten für den Spannungsfaktor c festgestellt.

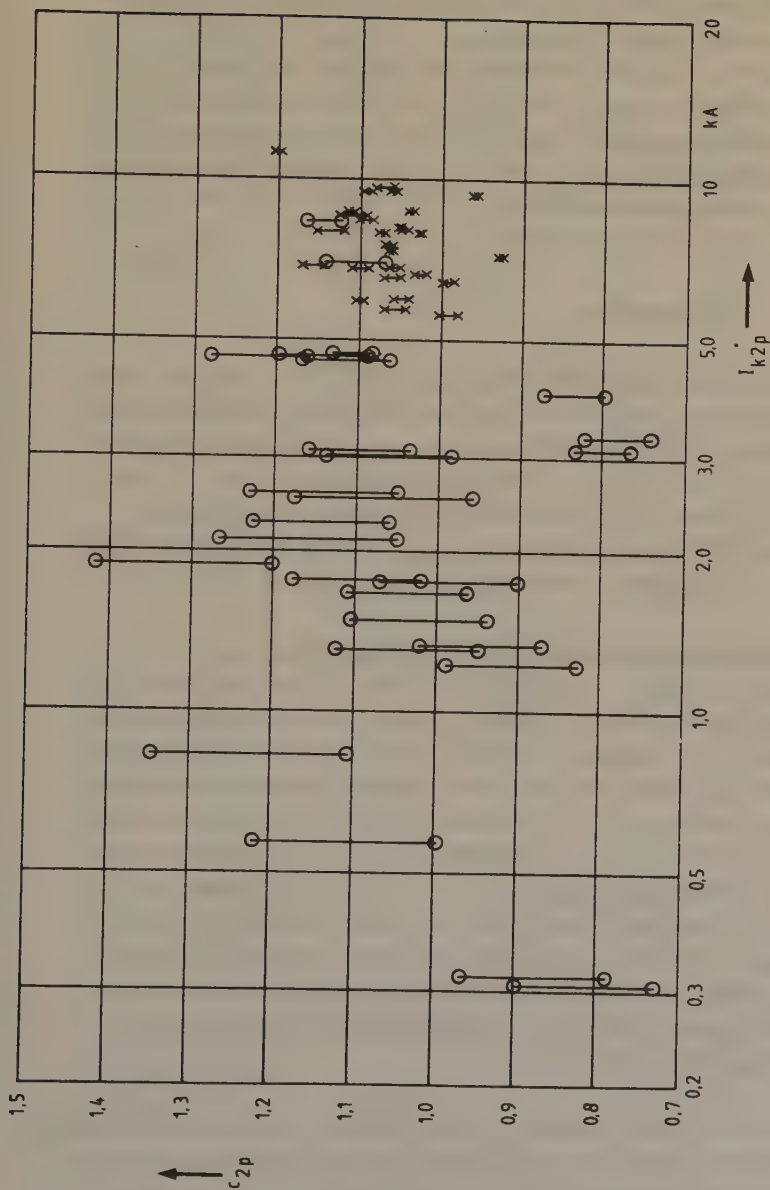


Bild 3.5 Faktor c_{2p} nach Glg.(3.8) in Abhängigkeit vom zweipoligen Kurzschlußstrom I_{k2p} .

x Einspeiseknoten
O Ausläuferknoten

Leitertemperatur: für NS = 20°C ... 80°C
für MS = 20°C ... 50°C

Ausläuferknoten mit vergleichsweise großen Widerständen haben einen großen Streubereich zur Folge. Ein Vergleich mit Bild 3.4 zeigt hier deutlich, daß die Annahme einer erhöhten Leitertemperatur, wie sie für die Berechnung des kleinsten Kurzschlußstromes nach /6 und 11/ gefordert ist, die Ergebnisse für $c_{\min}$ hier auf die sichere Seite hin zu größeren Werten verschiebt.

3.5 Folgerungen

Die Messungen und Berechnungen ergaben, daß bergbauliche Betriebe unter Tage hinsichtlich der Kurzschlußstromberechnung keine andere Behandlung als die früher überprüften Industrie- und Energieversorgungsnetze erfordern /1 bis 4, 12, 13/. Daher soll in der Neufassung der VDE Bestimmung 0118 der Spannungsfaktor $c_{\min} = 0,95$ für die Berechnung des kleinsten Kurzschlußstromes Eingang finden.

Die Untersuchung dieser einfachen Strahlennetze, die ja nach Abschnitt 2 die härtesten Fälle für die Kurzschlußstromberechnung liefern, zeigt durch die gewonnenen Meßergebnisse deutlich, daß der Einfluß der Spannungshaltung auf die Höhe des Kurzschlußstromes von großer Bedeutung ist. Bei nahezu allen Messungen stimmten die Impedanzwerte von Messung und Rechnung, wie auch die Bilder 3.1 und 3.2 bestätigen, gut überein; die Verschiebung der Werte für den Spannungsfaktor c in den Bildern 3.4 und 3.5, vor allem für die Einspeisepunkte im Bereich großer Ströme oder auch für viele Ausläuferknoten, beruht in der Hauptsache auf den von der Nennspannung abweichenden, gemessenen Spannungen U_M .

Wie Nachprüfungen ergaben, wurden diese Abweichungen größtenteils durch die Einstellung einer von der Nennübersetzung abweichenden Anzapfung verursacht. Der relativ kleine Anzapfungsbereich von nur $\pm 4\%$ hat also schon spürbare Aus-

wirkungen auf die Höhe des Kurzschlußstromes zur Folge.

Es ist zu vermuten, daß die in einem Energieversorgungsnetz vielfach verwendeten Transformatoren mit Stufenschalter mit einem weitaus größeren Stellbereich die Kurzschlußstromstärke weit entscheidender beeinflussen. Der Fehler, der hierfür bei der Berechnung des Kurzschlußstromes mit dem "Vereinfachten Verfahren" gemacht wird, soll im folgenden untersucht werden.

4. Erweitertes Modellnetz

4.1 Transformator mit Stufenschalter

Der im Abschnitt 2 beschriebene Fall des von einer Spannungsquelle gespeisten Netzes, bei dem beispielsweise über die Erregung eines Generators die Netzbetriebsspannung am Ort $\alpha\beta$ konstant gehalten wird, ist ein möglicher Fall. Weitaus häufiger erfolgt die Regelung der Netzspannung jedoch über den Stufensteller eines entsprechend ausgerüsteten Transformators (vgl. Bild 4.1).

Man unterscheidet hierbei zwei Ausführungsformen:

- Transformatoren mit Anzapfungen auf der Oberspannungswicklung haben reelle Übersetzungsverhältnisse; die Zeigerlage von Unter- und Oberspannung ist nicht gegeneinander verdreht. Der Anzapfungsbereich liegt für große Netzkuppeltransformatoren meist bei $\pm 18\%$; für Transformatoren mit Leistungen bis 80 MVA und Spannungen bis 110 kV sind nach /28/ Anzapfungsbereiche bis zu $\pm 22\%$ vorgesehen.
- Transformatoren mit einer zusätzlichen Wicklung, die zumeist in Reihe zur Unterspannungswicklung geschaltet und über einen Zwischenkreis erregt wird, können reelle oder auch komplexe Zusatzspannungen erzeugen, so daß auch Zeigerdrehungen zwischen OS- und US-Seite möglich sind; man bezeichnet sie je nach Lage der Zusatzspannung als Längs-, Schräg- oder Querregeltransformatoren.

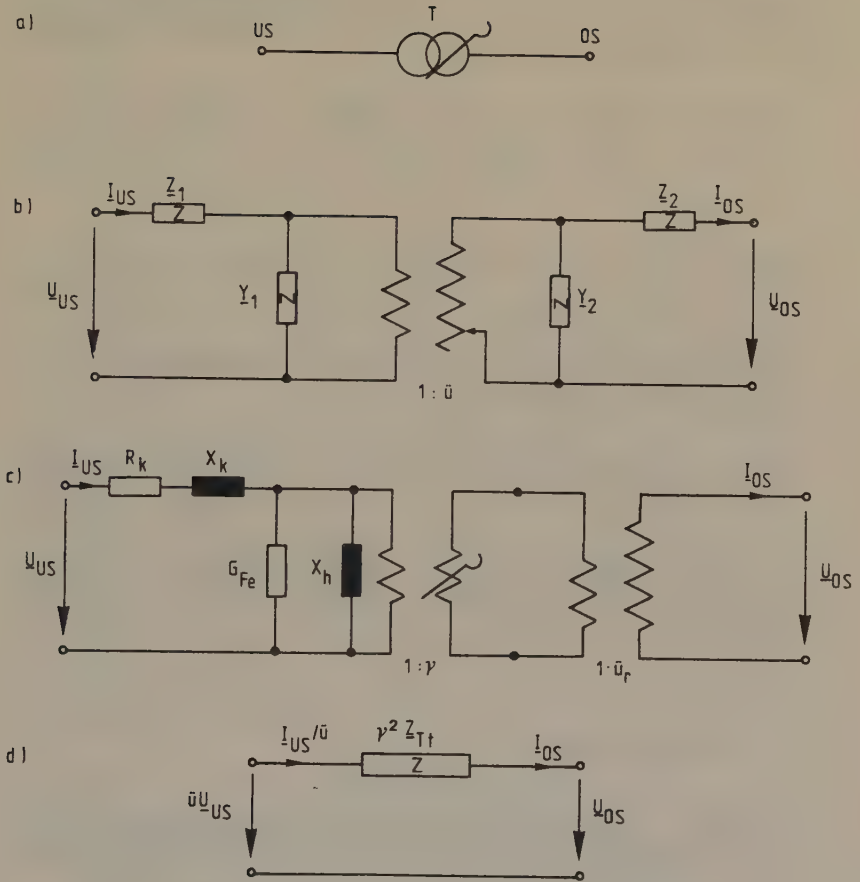


Bild 4.1 Transformator mit Stufenschalter und Anzapfungen auf der Oberspannungswicklung.

- a) Netzschaltplan
- b) Ersatzschaltplan im Mitsystem
- c) Ersatzschaltplan mit Impedanzen auf der nichtstellbaren Seite
- d) vereinfachter Ersatzschaltplan

Gibt δ den Grad der Spannungserhöhung oder -erniedrigung im Leerlauf an, die durch den Zusatztransformator erzeugt wird, so bestimmt sich für diesen Transformatortyp nach /26/ die größte prozentuale Kurzschlußspannung des Zusatztransformatorsatzes zu

$$u_{km} = \frac{\delta_m}{1 \pm \delta} \left| (u_{kZ} + u_{kE}) \right| .$$

Dabei ist nach /27/ die prozentuale Kurzschlußspannung der Erregerwicklung u_{kE} im Zwischenkreises in etwa proportional der Zusatzspannung, während u_{kZ} , die prozentuale Kurzschlußspannung der zusätzlichen Reihewicklung, in erster Näherung konstant bleibt.

Beide Kurzschlußspannungen haben i.a. eine unterschiedliche Zeigerlage und sind bei voller Ausnutzung üblicherweise nahezu gleich groß. Daher sinkt die gesamte prozentuale Kurzschlußspannung u_k in etwa proportional mit der Zusatzspannung und erreicht ihren sehr kleinen, unteren Grenzwert

$$u_{k \min} = \delta_m u_{kZr} ,$$

wenn sich der Stufenschalter in der Nullstellung befindet, also wenn die Reihewicklung kurzgeschlossen ist. Hierbei ist u_{kZr} der Bemessungswert der prozentualen Kurzschlußspannung des Zusatztransformators.

Damit liefern Transformatoren mit einer zusätzlichen Reihewicklung größte Kurzschlußströme bei stromlosen Zwischenkreis, wenn also die Zusatzspannung den Wert Null hat.

Transformatoren mit Anzapfungen auf der Oberspannungswicklung dagegen bewirken extremale Kurzschlußströme, wenn sich der Stufenschalter in einer der beiden Endstellungen befindet.

Die Verstellung des Stufenschalters aus der Mittelstellung heraus bewirkt einerseits eine Änderung des Leerlaufübersetzungsverhältnisses

$$\bar{u} = \frac{U_{0S}}{U_{US}} \geq 1 \quad (4.1)$$

und andererseits durch Zu- oder Abschalten von Wicklungen eine Veränderung des magnetischen Verhaltens, insbesondere der Streublindwiderstände des Transformators und mit der prozentualen Kurzschlußspannung auch des Wertes der Transformatorimpedanz.

Da also die Auswirkung einer von der Nennübersetzung abweichenden Stufenschalterstellung bei den Transformatoren mit Anzapfungen der Oberspannungswicklung auf die Kurzschlußstromstärke am größten ist, werden nur diese im folgenden betrachtet.

Im Bild 4.1c ist ein Ersatzschaltplan nach /8/ für einen Transformator mit reellem Übersetzungsverhältnis $\bar{u}$ und Anzapfungen auf der Oberspannungswicklung angegeben.

Die Kurzschlußimpedanz $\underline{Z}_k$ setzt sich zusammen aus der Wirkwiderständen der Primär- und Sekundärwicklungen R_k und der Streureaktanz $X_k = \omega \sigma L_1$; die im Transformatoreisen entstehenden Wirbelstrom- und Hystereseverluste werden durch G_{Fe} , die Magnetisierungsverluste in $X_h = \omega (1-\sigma) L_1$ berücksichtigt.

Die beiden idealen Übertrager für den Anzapfungsfaktor

$$\gamma = \frac{U_{OS}}{U_{US}} \frac{U_{rUS}}{U_{rOS}} = 1 \pm \delta \quad (4.2)$$

und für die Übersetzung bei Hauptanzapfung

$$\ddot{u}_r = \frac{U_{rOS}}{U_{rUS}} \quad (4.3)$$

vervollständigen die Ersatzschaltung.

Im Kurzschlußfall sind die Eisenverluste und Magnetisierungsströme vernachlässigbar klein; die Transformatorimpedanz wird dann mit $\underline{Z}_T = R_k + j X_k$ ausreichend beschrieben.

Die prozentuale Kurzschlußspannung u_k , aus der sich mit den Bemessungswerten des Transformators seine Impedanz bestimmen läßt, ändert sich nach /21/ etwa linear, aber nur minimal mit dem Zu- bzw. Abschalten von Wicklungen; dabei ist das Vorzeichen der Änderung abhängig von der Auslegung des Wicklungsteils mit Anzapfungen, der sogenannten Stufenwicklung.

Erreicht man nach Bild 4.2 beispielsweise den vollen Anzapfungsbereich mit einer Polwender-Schaltung, so liefern die Extremstellungen des Stufenschalters auch die größten Werte für u_k , da von der Mittelstellung ausgehend stets Windungen zugeschaltet werden.

Wird dagegen der volle Anzapfungsbereich der Stufenwicklung kontinuierlich eingestellt, ist die relative Kurzschlußspannung für Werte $\delta < 0$ stets kleiner als bei der Hauptanzapfung, da hier gegenüber der Mittelstellung

Windungen abgeschaltet werden.

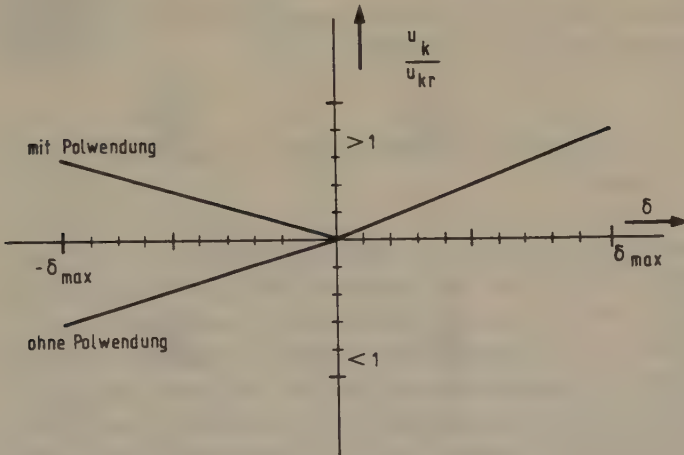


Bild 4.2 Qualitativer Verlauf der relativen Kurzschlußspannung u_k nach /21/ in Abhängigkeit von der Stufenschalterstellung und Art der Anzapfung.

Legt man die Transformatorimpedanz im Ersatzschaltbild, wie in Bild 4.1c, auf die nichtstellbare Unterspannungsseite, darf in erster Näherung nach /8/ ihr Wert als konstant angenommen und damit als unabhängig von der Stufenschalterstellung betrachtet werden.

Dann läßt sich $\underline{Z}_T = \underline{Z}_k$ mit dem Quadrat des Übersetzungsverhältnisses $\ddot{u}$ nach Glg.(4.1) leicht auf die OS-Seite des Transformators umrechnen und es ergibt sich der einfache Vierpol nach Bild 4.1d mit

$$\underline{Z}_{Tt} = \underline{Z}_T \ddot{u}^2 . \quad (4.4)$$

An einem besonders einfachen Modell soll in einem ersten Schritt mit einem analytischen Verfahren der Verlauf des möglichen Fehlers bei Anwendung der vereinfachten Berechnungsmethode untersucht werden.

4.2 Analytisches Verfahren für ein Reaktanznetz

Nach Abschnitt 2 treten bei dem Lastwinkel $\eta = 0$ und den Parametern $\alpha = \beta = 1$ für den Wert des mit dem vereinfachten Verfahren berechneten Kurzschlußstromes gegenüber dem exakten Wert die größten Abweichungen auf der unsicheren Seite auf. Die Spannung am Anfang der Leitung ist dann sehr groß, um den rein induktiven Verbraucher $\underline{Y}$ am Ende der verlustlosen Leitung $\underline{Z}$ noch mit ausreichender Spannung zu versorgen.

Damit können die in Bild 4.3 gezeigten, rein reaktiven Modellnetze zur Untersuchung größter Abweichungen Δi auf der unsicheren Seite herangezogen werden. Unabhängig von der Seite der Einspeisung (Bild 4.3a bzw. 4.3b) gilt für den Kurzschlußstrom auf der fehlerbehafteten Seite stets der exakte Wert:

$$I_k^E = \frac{E}{\ddot{u} X_A + X_B / \ddot{u}} \quad (4.5)$$

Dabei ist X_A die Reaktanz des Transformators auf der US-Seite einschließlich der vorgeschalteten Netzreaktanz und X_B die Netzreaktanz auf der OS-Seite. Der Verbraucher $\underline{Y}$ wird mit $\alpha = 1$ am Ende der Leitung angenommen und bewirkt im ungestörten Netzbetrieb eine von der Mittelstellung abweichende Einstellung des Stufenschalters.

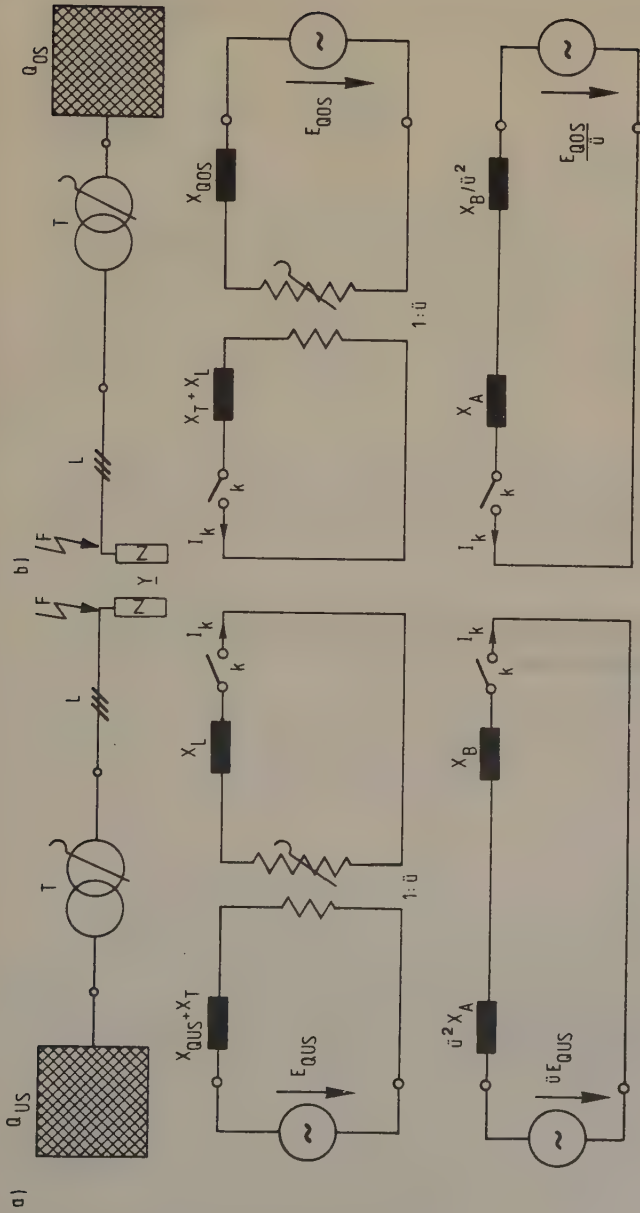


Bild 4.3 Zwei Beispiele einfacher Reaktanznetze mit Transformatoren mit Stufenschaltern zur Berechnung des Kurzschlußstromes.

Netz- und Ersatzschaltplan bei: a) unterspannungsseitiger Speisung
b) überspannungsseitiger Speisung

Will man den Näherungswert des vereinfachten Verfahrens für $\ddot{u} = \ddot{u}_r$

$$I_k^N = \frac{E}{\ddot{u}_r x_A + x_B / \ddot{u}_r} = I_1 \quad (4.6)$$

mit dem exakten, vom eingestellten Übersetzungsverhältnis $\ddot{u}$ abhängigen Wert (4.5) vergleichen und sucht eine möglichst geschlossene Lösung, bietet sich die Entwicklung von (4.5) in die Taylorreihe um $\ddot{u}_1 = \ddot{u}_r$ an. Dafür gilt

$$I_k^E = I_1 + \frac{\ddot{u} - \ddot{u}_1}{1!} \frac{dI_1}{d\ddot{u}_1} + \frac{(\ddot{u} - \ddot{u}_1)^2}{2!} \frac{d^2 I_1}{d\ddot{u}_1^2} + \dots + \frac{(\ddot{u} - \ddot{u}_1)^n}{n!} \frac{d^n I_1}{d\ddot{u}_1^n} + \dots \quad (4.7)$$

Bezieht man den exakten Wert I_k^E auf den Näherungswert $I_1 = I(\ddot{u} = \ddot{u}_r)$, so erhält man:

$$\frac{I_k^E}{I_1} = 1 + \frac{1}{1!} \frac{\ddot{u}_1}{I_1} \frac{dI_1}{d\ddot{u}_1} \frac{\ddot{u} - \ddot{u}_1}{\ddot{u}_1} + \frac{1}{2!} \frac{\ddot{u}_1^2}{I_1} \frac{d^2 I_1}{d\ddot{u}_1^2} \frac{(\ddot{u} - \ddot{u}_1)^2}{\ddot{u}_1^2} + \dots \quad (4.8)$$

Für die Ableitungen der ersten Glieder der Potenzreihe

$$\frac{dI_1}{d\ddot{u}_1} = -E \frac{x_A - x_B / \ddot{u}_1^2}{(\ddot{u}_1 x_A + x_B / \ddot{u}_1)^2} \quad (4.9)$$

und

$$\frac{d^2 I_1}{d\bar{u}_1^2} = 2 E \frac{x_A^2 - 3x_A x_B / \bar{u}_1^2}{(\bar{u}_1 x_A + x_B / \bar{u}_1)^3} \quad (4.10)$$

ergibt sich mit den Abkürzungen $b = \bar{u}_1^2 x_A / x_B$ und $\delta = (\bar{u} - \bar{u}_1) / \bar{u}_1$:

$$\frac{I_k^E}{I_1} = 1 - \frac{b-1}{b+1} \delta + b \frac{b-3}{(b+1)^2} \delta^2 + \dots \quad (4.11)$$

Für positive Werte b sind die Beträge der beiden Koeffizienten immer kleiner als Eins; daher ist für $|\delta| \ll 1$ eine lineare, prozentuale Umrechnung des Kurzschlußstromes mit $|\delta|$ erlaubt.

Hierzu korrigiert eine geeignete Umrechnung den Nährungswert I_k^N nach Glg.(4.6) unabhängig von der eingestellten Übersetzung so, daß die Abweichungen gegenüber der exakten Lösung nach Glg.(4.5), besonders auf der unsicheren Seite in einem akzeptablen Bereich bleiben.

4.3 Korrekturverfahren

Die Wahl eines geeigneten Korrekturverfahrens muß einerseits den Pessimalfall ausreichend berücksichtigen, sollte aber andererseits aus wirtschaftlichen Erwägungen nicht allzu große Abweichungen auf der sicheren Seite liefern.

Es sind hier grundsätzlich zwei Korrekturverfahren möglich:

- Korrektur einer Betriebsgröße (also etwa eine pauschale Strom- oder Spannungskorrektur);
- Korrektur einer Baugröße (also beispielsweise eine Korrektur der Transformatorreaktanz).

Zur Korrektur wird nach Abschnitt 4.2 der Anzapfungsfaktor $\gamma = (1 + \delta)$ vorgeschlagen. Da die betriebsmäßige Stellung des Stufenschalters zum Zeitpunkt des Kurzschlußbeitritts nicht bekannt ist, wird zur ausreichenden Berücksichtigung des Pessimalfalls die maximale Anzapfung $\delta = \delta_m$ verwendet. Die Auswirkungen auf die beiden o.a. Korrekturverfahren werden in den beiden folgenden Abschnitten aufgezeigt.

4.3.1 Stromkorrektur

Die Berechnung des Kurzschlußstromes mit dem Näherungswert nach Glg.(4.6) liefert unsichere Ergebnisse, wenn $I_k^E / I_1 > 1$. Besonders ungünstige Werte erhält man für die Bedingungen

$$b = 0 \quad \text{und} \quad \delta = + \delta_m, \quad \text{sowie} \quad (4.12a)$$

$$b \rightarrow \infty \quad \text{und} \quad \delta = - \delta_m, \quad (4.12b)$$

was man aus Glg.(4.11) erkennt.

Im ersten Fall handelt es sich mit $X_A = 0$ offensichtlich um einen Klemmenkurzschluß auf der Unterspannungsseite des Transformators. Der Quotient der beiden Gleichungen (4.5) und (4.6) ergibt dann ungünstigenfalls

$$\frac{I_k^E}{I_1} = \frac{E}{X_B / \ddot{u}} \cdot \frac{X_B / \ddot{u}_1}{E} = \frac{\ddot{u}}{\ddot{u}_1} = 1 + \delta_m \quad (4.13)$$

In diesem Fall liefert die nach dem linearen Glied abgebrochene Taylorreihe ohne Restglied die exakte Lösung.

Berechnet man für $x_A = 0$ also den Näherungswert $I_K^N = I_1$ des Kurzschlußstromes für den Bemessungswert $\ddot{u}_1 = \ddot{u}_r$ der Transformatorübersetzung bei Hauptanzapfung und korrigiert I_K^N mit dem Faktor $K=(1 + \delta_m)$, so ist das Ergebnis für $\delta = \delta_m$ fehlerfrei.

Steht der Stufenschalter auf einer anderen Anzapfung $\delta < \delta_m$, so liegt dieser korrigierte Näherungswert stets auf der sicheren Seite.

Für $b \rightarrow \infty$ liegt mit $x_B=0$ ein Kurzschluß an den überspannungsseitigen Transformator клемmen vor. Der Quotient der beiden Gleichungen (4.5) und (4.6) ergibt ungünstigenfalls:

$$\frac{I_K^E}{I_1} = \frac{E}{\ddot{u} x_A} \cdot \frac{\ddot{u}_1 x_A}{E} = \frac{\ddot{u}_1}{\ddot{u}} = \frac{1}{1 - \delta_m} \quad (4.14)$$

Aus der Identität

$$\frac{1}{1 - \delta_m} = 1 + \delta_m + \frac{\delta_m^2}{1 - \delta_m} \quad (4.15)$$

gewinnt man das Restglied **R** der Reihe (4.8) für $b \rightarrow \infty$ und $\delta = -\delta_m$

$$R = \frac{\delta_m^2}{1 - \delta_m} \quad (4.16)$$

Korrigiert man hier den Näherungswert Glg.(4.6) mit $K=(1+\delta_m)$, so begeht man dann z.B. für einen maximalen Anzapfungsbereich des Stufenschalters von $\delta_m=0,2$ auf der unsicheren Seite keinen größeren Fehler als -4%.

Die Auswirkung eines pauschalen Korrekturfaktors auf die Abweichung

$$\Delta i = \frac{I_k^N}{I_k^E} - 1 = \frac{\ddot{u} X_A + X_B/\ddot{u}}{\ddot{u}_r X_A + X_B/\ddot{u}_r} - 1 \quad (4.17)$$

für andere Werte $0 < b < \infty$ zeigt das Bild 4.4. Man erkennt auf den ersten Blick deutlich, daß die Klemmenkurzschlüsse auf den beiden Seiten des Transformators zu größten Abweichungen führen.

Die Anwendung von pauschalen Korrekturfaktoren verschiebt naturgemäß alle Werte der relativen Betragsabweichung Δi deutlich zu dem sicheren Bereich hin. Für den Pessimalfall, also $b = 1000$ und $\delta_m = -0,2$ verbessert sich die größte Abweichung auf der unsicheren Seite von -19,96% auf -3,95%, wenn mit dem maximalen Wert $(1+\delta_m)$ korrigiert wird. Gleichzeitig steigt jedoch am linken Bildrand für die gleiche Stufenschalterstellung und die gleiche Korrektur bei $b = 0,001$ der Fehler auf der sicheren Seite von +25% auf +50%.

Ferner erkennt man anhand von Bild 4.4, daß eine abgeschwächte Korrektur beispielsweise mit dem halben Anzapfungsbereich ($K=1,1$) nicht immer ausreicht, um die Näherungsrechnung auch für Pessimalfälle hinreichend genau zu halten. Erst wenn man den für die Mittelstellung des Stufenschalters berechneten Näherungswert mit dem vollen Korrekturfaktor $(1+\delta_m)$ vergrößert, begeht man selbst für einen Kurzschluß auf der nichtstellbaren Seite des Trans-

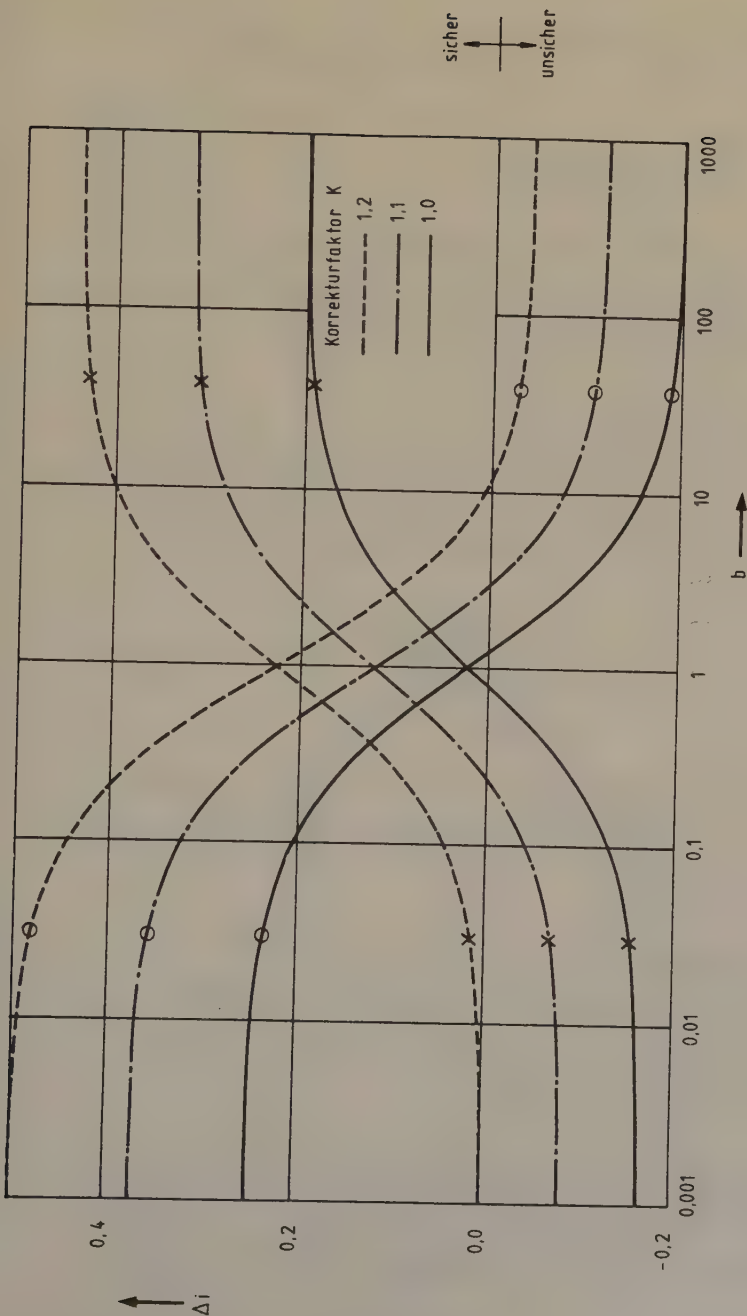


Bild 4.4 Größte Abweichungen Δi nach Glg. (4.17) bei extremer Verstellung des Stufenschalters für einen pauschalen Korrekturfaktor K nach Abschnitt 4.3.1.

$\times$ — Kurven für $\delta = +0,2$
 $\circ$ — Kurven für $\delta = -0,2$

formators keinen größeren Fehler als -4%. Dieser Wert wird in der Fachwelt als akzeptabel angesehen.

4.3.2 Reaktanzkorrektur

Statt der zunächst vorgestellten Stromkorrektur wird nach /18, §5 b/ eine Reaktanzkorrektur vorgeschlagen. Dazu dividiert man lediglich X_A in Glg.(4.6) durch $K=(1+\delta_m)$, so daß der Näherungswert I_k^N größer wird.

Dabei beinhaltet X_A nach Bild 4.3 neben der bekannten Transformatorreaktanz auch noch die weniger genau bestimmbare Reaktanz des vorgelagerten Netzes. Bezeichnet man mit X_{A1} den bekannten, und mit X_{A2} den unbekannten Teil von X_A , läßt sich für den Transformatoranschlußanteil G in Glg.(4.18)

$$X_A = X_{A1} + X_{A2} = G X_A + (1-G) X_A \quad (4.18)$$

die Reaktanz auf der nichtstellbaren Seite so aufteilen, daß nur der Bemessungswert der Transformatorreaktanz $X_T = G X_A$ im Nenner der Glg.(4.6) mit $K=(1+\delta_m)$ korrigiert wird.

Für verschiedene Werte von G sind in dem Bild 4.5 die Kurvenverläufe Δi aufgetragen; Zwischenwerte können in etwa interpoliert werden. Die durchgezogenen Kurven sind, ebenso wie im Bild 4.4, die Werte der Abweichungen Δi nach Glg.(4.17) ohne Korrektur.

Es fällt auf, daß die Reaktanzkorrektur in der Hauptsache für Werte $b > 1$ greift, also wenn die Reaktanz X_B klein gegenüber $\dot{U}_A^2$ wird. Dies gilt insbesondere für $b=1000$; dem entspricht in etwa ein Klemmenkurzschluß in unmittel-

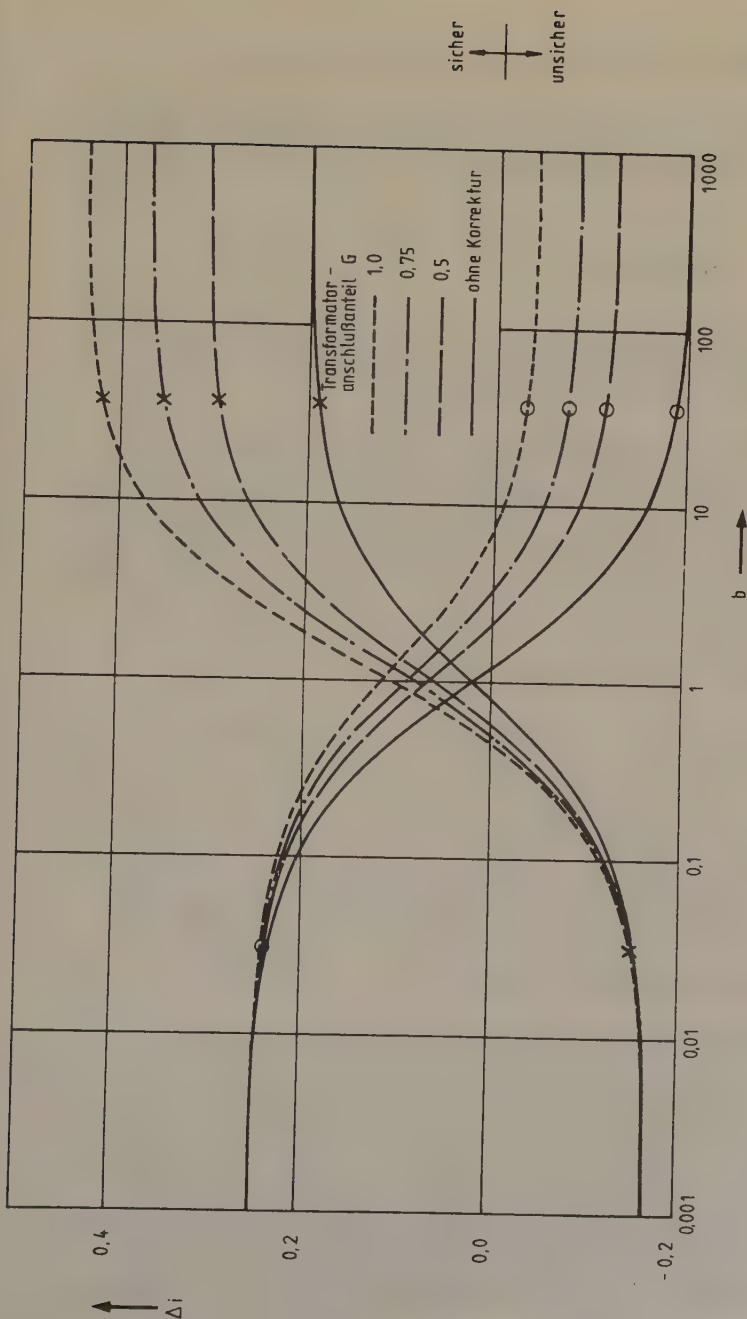


Bild 4.5 Größte Abweichungen Δi nach Glg. (4.17) bei extremer Verstellung des Stufenschalters für eine Reaktanzkorrektur mit $K=1,2$ nach Abschnitt 4.3.2.

x — Kurven für $\delta = + 0,2$
 o — Kurven für $\delta = - 0,2$

barer Nähe der nichtstellbaren Transformatorseite.

Für kleine Werte von b wirkt sich eine Reaktanzkorrektur nur in sehr geringem Maße aus.

4.4 Folgerungen

Vergleicht man für $b > 1$ die numerischen Ergebnisse der beiden Korrekturverfahren mit dem Korrekturfaktor $K = 1,2$, so erweist sich die Reaktanzkorrektur bei $G = 1$ als überlegen gegenüber der pauschalen Stromkorrektur nach Bild 4.4, da die Korrekturen geringer, aber noch ausreichend ausfallen. Ist die Reaktanz nicht so genau bekannt ($G < 1$), wird die Korrektur verständlicherweise abgeschwächt. Da aber bei der Bestimmung von X_A der Wert der Transformatorreaktanz i.a. deutlich überwiegt, führt die alleinige Korrektur der Transformatorreaktanz X_T im allgemeinen auf ausreichend genaue Ergebnisse.

Für Quotienten $b < 1$, also bei Betriebsbedingungen, wie sie überwiegend in Mittel- und Niederspannungs-Verteilungsnetzen vorliegen, können aus den Bildern 4.4 und 4.5 keine definitiven Aussagen abgeleitet werden, da dort zum einen der maximale Stellbereich wesentlich geringer als $\pm 20\%$ ist und andererseits besondere Betriebsbedingungen, die im Abschnitt 5 ausführlich behandelt werden sollen, die Betragsabweichungen begrenzen.

Somit erscheint hier zunächst die Reaktanzkorrektur, so wie sie in /18/ für Transformatoren mit Stufenschalter bei einem Anzapfungsbereich von mehr als $\pm 10\%$ in einfach gespeisten Netzen gefordert wird, als hinreichend und der pauschalen Korrektur überlegen; zur Notwendigkeit einer solchen Korrektur kann an dieser Stelle jedoch noch keine Aussage getroffen werden, da dies vorgestellte einfache Reaktanzmodell reale, verlustbehaftete Netze nur ungenügend

widerspiegelt. So wurde hier an keiner Stelle die Frage nach der Zulässigkeit etwa der Spannungshaltung oder des Leistungsfaktors gestellt. Dies ist vor allem der Grund der stark differierenden Fehler Δi bei gleicher, extremer Anzapfung für die beiden möglichen Klemmenkurzschlüsse am Transformator. Deren Differenz kann, wie man aus Bild 4.4 ersieht, mehr als 50% betragen und die Korrekturen können zu Werten führen, die möglicherweise eine unwirtschaftliche Auslegung der Betriebsmittel erzwingen.

Es muß daher ein geeignetes, erweitertes Modell aufgestellt werden, in dem mögliche Lasten und vorgegebene Betriebsbedingungen in ausreichender Weise berücksichtigt werden können, so daß eine Übertragung auf reale Netze möglich ist.

5 Erweitertes Modellnetz mit Stelltransformator

Das einfache Strahlennetz ohne Vermaschung im Bild 5.1a stellt nach Abschnitt 2 den härtesten Fall für die Kurzschlußstromberechnung dar. Durch Verstellung des Stufenschalters am Transformator wird die Netzbetriebsspannung $\underline{U}^V$ an einem beliebigen Ort $\alpha\beta$ im Netz $\underline{Z}$ in Abhängigkeit vom Wert und Ort α der Lastadmittanz $\underline{Y}$ auf einen festen, vorgegebenen Sollwert gebracht. Als Sollwert kommt vorweise der Nennwert in Betracht.

Das einspeisende Netz Q habe vereinbarungsgemäß eine sehr große Kurzschlußleistung. Damit hat die Netzinnenimpedanz $\underline{Z}_Q$ mit guter Näherung den Wert Null. Als Folge darf die Spannung $\underline{U}$ an der Einspeisestelle des Netzes als konstant angenommen werden. Daher läßt sich mit Abschnitt 4.1 sofort der vereinfachte, galvanisch gekoppelte Ersatzschaltplan in Bild 5.1c angeben; $\underline{U}$ und $\underline{Z}_T$ müssen dabei mit $\bar{u}$ auf die kurzschlußbehaftete Überspannungsseite umgerechnet werden.

5.1 Berechnungsverfahren

Für den exakten Wert des Kurzschlußstromes ergibt sich danach

$$\underline{I}_k^E = \bar{u} \underline{U} / ((\underline{Z}(1+\alpha(1-\alpha)\underline{Z}\underline{Y}) + \bar{u}^2 \underline{Z}_T(1+(1-\alpha)\underline{Z}\underline{Y})) \quad (5.1)$$

Auch in diesem Abschnitt wird der Transformator mit Stufenschalter wieder, wie schon in Abschnitt 4.1 beschrieben, mit reellem Übersetzungsverhältnis $\bar{u}$ und Anzapfungen auf der Überspannungswicklung angenommen.

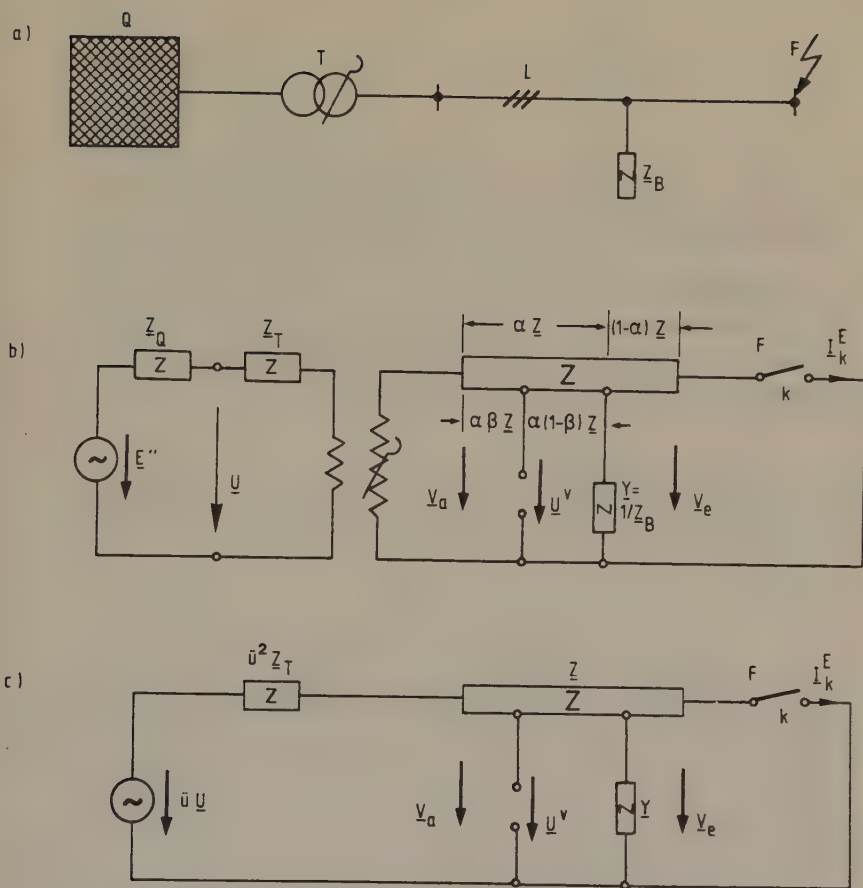


Bild 5.1 Beispiel für ein erweitertes Modellnetz zur Berechnung des Kurzschlußstromes.

- a) Netzschaltplan
- b) Ersatzschaltplan im Mitsystem
- c) Vereinfachter Ersatzschaltplan mit der Speisespannungsquelle $\bar{u}\underline{U}$

Die Netzbetriebsspannung $\underline{U}^V$ nach Glg.(5.2)

$$\underline{U}^V = \underline{\ddot{U}} \frac{1 + \alpha(1-\beta)\underline{Z}\underline{Y}}{1 + (\underline{\ddot{U}}^2 \underline{Z}_T + \alpha \underline{Z})\underline{Y}} \quad (5.2)$$

wird auch hier wieder als Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle zur Berechnung des Kurzschlußstromes nach dem vereinfachten Berechnungsverfahren eingesetzt.

Damit berechnet sich nach Bild 5.2 der Näherungswert des Kurzschlußstromes $\underline{I}_k^N$ unter Vernachlässigung der Querradmittanz $\underline{Y}$ und der aktuellen, nicht bekannten Anzapfung am Transformator zu:

$$\underline{I}_k^N = \frac{\underline{U}^V}{\underline{\ddot{U}}_r^2 \underline{Z}_T + \underline{Z}} \quad (5.3)$$

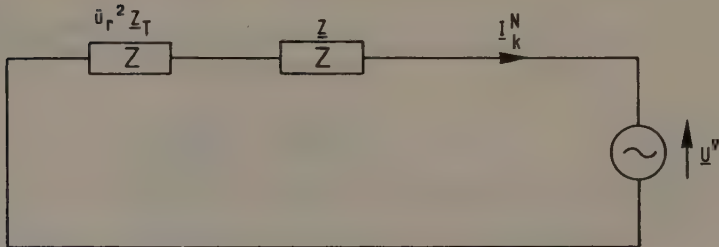


Bild 5.2 Stark vereinfachter Ersatzschaltplan zur näherungsweisen Berechnung des Kurzschlußstromes $\underline{I}_k^N$.

Zur Vereinfachung der Rechnung wird mit guter Näherung angenommen, daß die Impedanzwinkel von Transformator- und

Netzimpedanz übereinstimmen:

$$\text{arc}(\underline{Z}_{Tt}) = \text{arc}(\underline{Z}) .$$

Dabei ist $\underline{Z}_{Tt}$ nach Glg.(4.4) der mit $\bar{u}_r^2$ auf die Ober-
spannungsseite umgerechnete Wert der Transformatorimpe-
danz auf der nichtstellbaren Unterspannungsseite.

Durch Vergleich von Glg.(5.1) mit (5.3) läßt sich dann
die relative Betragsabweichung Δi bestimmen zu:

$$\Delta i = \left| \frac{\frac{I_k^N}{I_k^E}}{\frac{I_k^E}{I_k^E}} \right| - 1 = \frac{U^V}{\bar{u} U} \left| \frac{(1+\alpha(1-\alpha)\underline{A}) + \gamma^2 B(1+(1-\alpha)\underline{A})}{B + 1} \right| - 1 \quad (5.4)$$

mit den zum Teil bekannten Abkürzungen:

$$\underline{A} = \underline{ZY} = ZY (\cos \eta + j \sin \eta) , \quad (5.5a)$$

$$B = \bar{u}_r^2 Z_T / Z = Z_{Tt} / Z , \quad (5.5b)$$

$$\gamma = \bar{u} / \bar{u}_r , \quad (5.5c)$$

wobei der Lastwinkel $\eta = \text{arc}(\underline{ZY})$ nach Abschnitt 2.1 wieder-
um der Winkel zwischen der Netzimpedanz $\underline{Z}$ und der Querad-
mittanz $\underline{Y}$ ist.

Bei einem Vergleich von Glg.(5.4) und (2.4) fällt auf,
daß hier neben den schon bekannten Parametern α und $\underline{A}$
noch zusätzlich die Werte B , γ und der Spannungsquotient

$$\epsilon = \frac{\ddot{u}_r U}{U^V} \stackrel{!}{=} 1 \quad (5.6)$$

die Größe der relativen Betragsabweichung nach (5.4) bestimmen.

Der Wert ϵ beschreibt hier das Verhältnis der mit der Nennübersetzung auf die Oberspannungsseite transformierten Spannung $\ddot{u}_r U$ zur Spannung U^V und wird zu Eins gesetzt, da U^V ja auf den Wert der Netznennspannung gehalten werden soll. Ein von Eins abweichender Wert ergibt lediglich eine Verschiebung der relativen Betragsabweichung und bleibt bei der weiteren Berechnung außer Betracht.

Mit dem Impedanzquotienten B kann, wie im Abschnitt 5.3 noch gezeigt wird, zum Beispiel der Netztyp oder der Fehlerort auf der Leitung z angegeben werden. Mit seinen Extremwerten ist der Fehler nämlich

für $B \rightarrow \infty$ ein Klemmenkurzschluß auf der Seite der Oberspannungswicklung, der nach Abschnitt 4.3.1 den härtesten Fall liefert; in Abschnitt 5.3.2 wird gezeigt, daß in der Praxis B den Zahlenwert 10 kaum übersteigt;

für $B = 0$ ein Kurzschluß am Ende einer sehr langen Leitung.

Der Anzapfungsfaktor γ ist kein freier Parameter; er wird abhängig von den Größen α , β , A , B und ϵ so bestimmt, daß die Bezugsspannung U^V am Ort $\alpha\beta$ den vorgegebenen Wert erreicht. Setzt man Glg.(5.5c) und (5.6) in (5.2) ein, so ergibt sich für den Anzapfungsfaktor

$$\gamma = \frac{1}{\epsilon} \cdot \frac{1 + (\gamma^{2B+\alpha}) \underline{A}}{1 + \alpha(1-\beta) \underline{A}} = \frac{1 + (\gamma^{2B+\alpha}) \underline{A}}{1 + \alpha(1-\beta) \underline{A}} \quad (5.7)$$

Die Bestimmungsgleichung (5.7) ist wegen der notwendigen Betragsbildung biquadratisch. Eine Lösung für γ ist nicht in übersichtlicher, analytischer Form, selbst für denkbare Vereinfachungen (z.B. $\arccos(A)=0$ oder π und $\alpha=\beta=0$ oder 1 usw.), darzustellen.

Die zur Extremwertbildung benötigten partiellen Ableitungen von γ nach α, β, ϵ und A bilden Funktionen bis zur siebten Ordnung; daher kann auch hierfür keine einfache, übersichtliche Lösung wie in Abschnitt 2 angegeben werden.

Stattdessen wurde ein Fortran-Rechenprogramm für den am RRZE installierten Telefunken Rechner TR 440 erstellt, mit dessen Hilfe durch iterative Berechnungen die Parameter für größtmögliche Betragsabweichungen ermittelt wurden. Der Programmablaufplan Bild 5.3 veranschaulicht den Rechengang.

Der gültige Wertebereich der Ortsparameter

$$0 \leq \alpha \leq 1 \quad (5.8a)$$

$$0 \leq \beta \leq 1 \quad (5.8b)$$

wird zunächst nach einer Lösung für einen zulässigen Anzapfungsfaktor γ abgetastet und hierfür die Werte der größten relativen Betragsabweichungen Δ_i bestimmt, für die die zusätzlich vorgegebenen Spannungsbedingungen

$$0,9 \leq \left| \frac{V_a}{U^V} \right| \leq 1,1 \quad (5.9a)$$

$$0,9 \leq \left| \frac{V_e}{U^V} \right| \leq 1,1 \quad (5.9b)$$

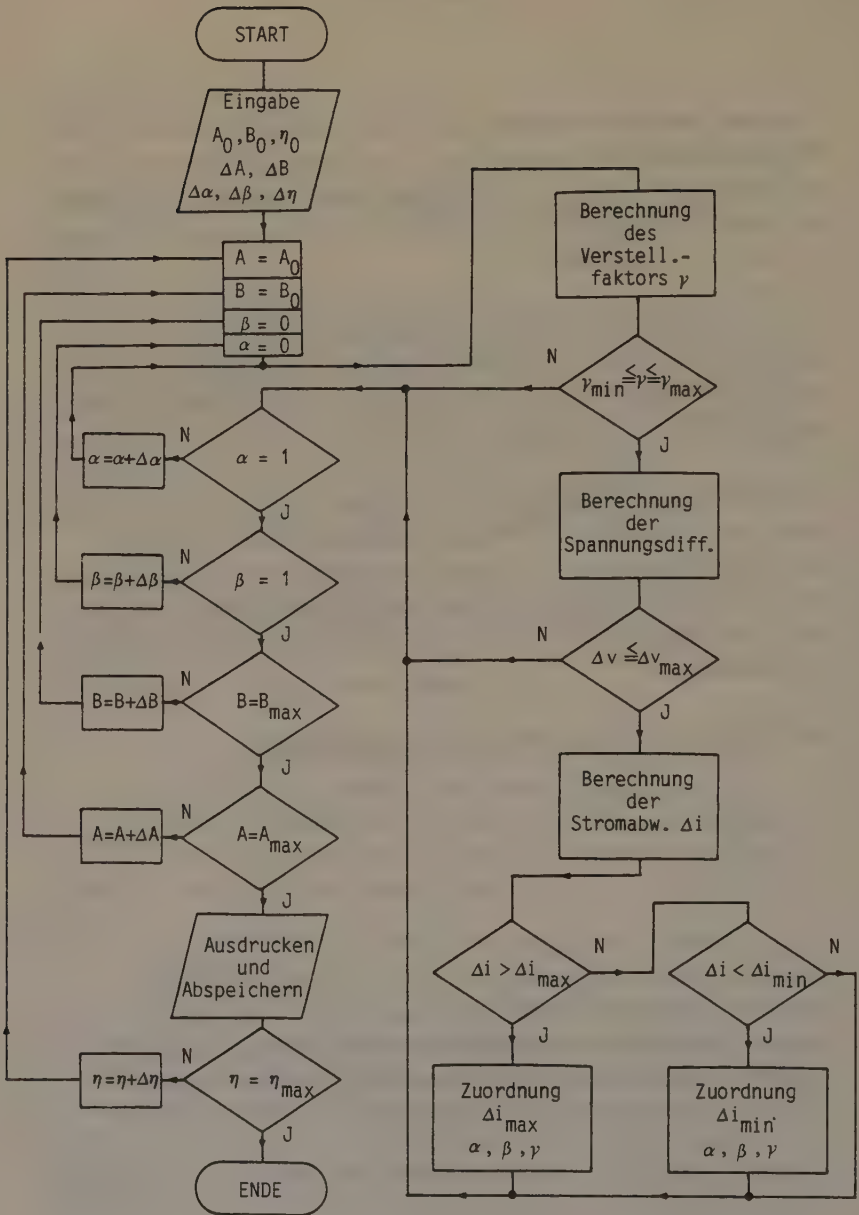


Bild 5.3 Programmablaufplan des Fortran-Rechenprogramms zur Ermittlung der größten Abweichungen Δi .

die schon aus Abschnitt 2.8 bekannt sind, eingehalten werden. Dabei darf der Quotient aus Längs- und Querimpedanz nach Abschnitt 2.2 auch hier den Wert 0,15 nicht überschreiten. Damit gilt zusätzlich:

$$\left| ((\underline{Z}_{Tt} + \underline{Z})\underline{Y}) \right| = \left| ((B+1)\underline{A}) \right| = D \leq 0,15 \quad (5.10)$$

Dabei wird der Quotient B nach Glg.(5.5b) auf den Wertebereich von zunächst

$$0,001 \leq B \leq 1000 , \quad (5.11)$$

der sicherlich alle betrieblichen Fälle abdeckt, eingeschränkt. B wird als unabhängige Variable betrachtet.

Der Lastwinkel $\eta = \arccos(\underline{A})$ wird zur Fehlerabschätzung wieder in seinem größtmöglichen Bereich

$$0 \leq \eta \leq \pi \quad (5.12)$$

betrachtet.

Der Anzapfungsfaktor γ wird in diesem Modellfall unter der Annahme eines symmetrischen Anzapfungsbereichs von $\pm 20\%$ in den Grenzen

$$0,8 \leq \gamma \leq 1,2 \quad (5.13)$$

als stetig veränderlich angenommen.

5.2 Berechnungsergebnisse

Eine erste, grobe Abschätzung des maximal auftretenden Fehlers führt zu dem schon aus Abschnitt 4 bekannten Ergebnis, daß in den ungünstigsten Fällen die Werte der Abweichung unter den gegebenen Voraussetzungen genau so groß werden können, wie der maximal mögliche Anzapfungsbereich δ_m bei symmetrischer Verstellmöglichkeit des Stufenschalters.

Eine zweite Abschätzung der Ergebnisse der Glg.(5.4) läßt vermuten, daß auch hier wieder mit den extremalen Werten des Lastwinkels $\eta = 0$ und $\eta = \pi$ die größten Abweichungen erreicht werden.

Die Berechnungsergebnisse, die das Fortran-Programm liefert, bestätigen diese Vermutungen.

Im Prinzip gelten für die Werte der Abweichung Δi die gleichen Überlegungen wie für das einfache Modellnetz nach Abschnitt 2. So sind grundsätzlich die größte Abweichungen auf der unsicheren Seite für die Bedingungen

1. $\arccos(A) = 0$ und $\alpha = \beta = 1$ sowie
2. $\arccos(A) = \pi$ und $\alpha = 0,5$, $\beta = 0$

zu erwarten. Abgesehen von den einzuhaltenden Spannungsbedingungen (5.9), die im wesentlichen für die Berechnungsergebnisse mit $\alpha = \beta = 1$ bestimmend sind, ist die Anwendung der zweiten Bedingung nicht ohne weiteres auf das erweiterte Modellnetz zu übertragen.

Bei $\alpha = 0,5$ handelt es sich nach /29/ um den "Punkt größter Wirksamkeit"; die Last $\underline{Y}$ befindet sich genau in der Mitte der Längsimpedanz, die sich für das Modellnetz

nach Bild 5.1c aus der Summe der Impedanzen ($\dot{U}_{Z_T}^2 + Z$) zusammensetzt. Damit bestimmt sich der "Punkt größter Wirk-samkeit" aus der Bedingung $\gamma^2 Z_{Tt} + \alpha_w Z \stackrel{!}{=} (\gamma^2 Z_{Tt} + Z)/2$ zu

$$\alpha_w = \frac{1 - \gamma^2 B}{2} \quad (5.14)$$

und liefert beispielsweise für $B = 0$ den bekannten Wert $\alpha_w = 0,5$.

Wird der Quotient B größer, nimmt α_w ab; erreicht B schließlich Werte um Eins, so kann dieser Ort mit $\alpha_w < 0$ in einem Teil der Längsimpedanz liegen, der für die Rechnung nicht verfügbar ist, da zur Erfüllung der Glg.(5.14) die Last Y quasi im Transformator läge. Für Quotienten $B > 1$ führen dann andere Ortsparameter α und β zu größten Abweichungen Δi .

Die numerischen Ergebnisse der Berechnungen werden in den folgenden Abschnitten untersucht.

5.2.1 Abweichungen Δi für $\text{arc}(\underline{A}) = 0$

Als erstes wird zunächst eine induktive Last in einem L-Netz ($\eta=0$) angenommen. Das Bild 5.4 zeigt hierfür die Verläufe der mit dem Fortran-Programm berechneten größten Abweichungen Δi als Funktion von B mit dem Parameter A für ungünstige Werte α, β . Die Ergebnisse liegen sowohl auf der sicheren, als auch auf der unsicheren Seite.

Es zeigt sich auf den ersten Blick, daß erwartungsgemäß große Werte A die größeren Werte der Abweichung Δi liefern und die größten Abweichungen sich jeweils an den Grenzen für B am linken und rechten Bildrand einstellen. Untersucht man zunächst die Werte der Abweichung auf der un-

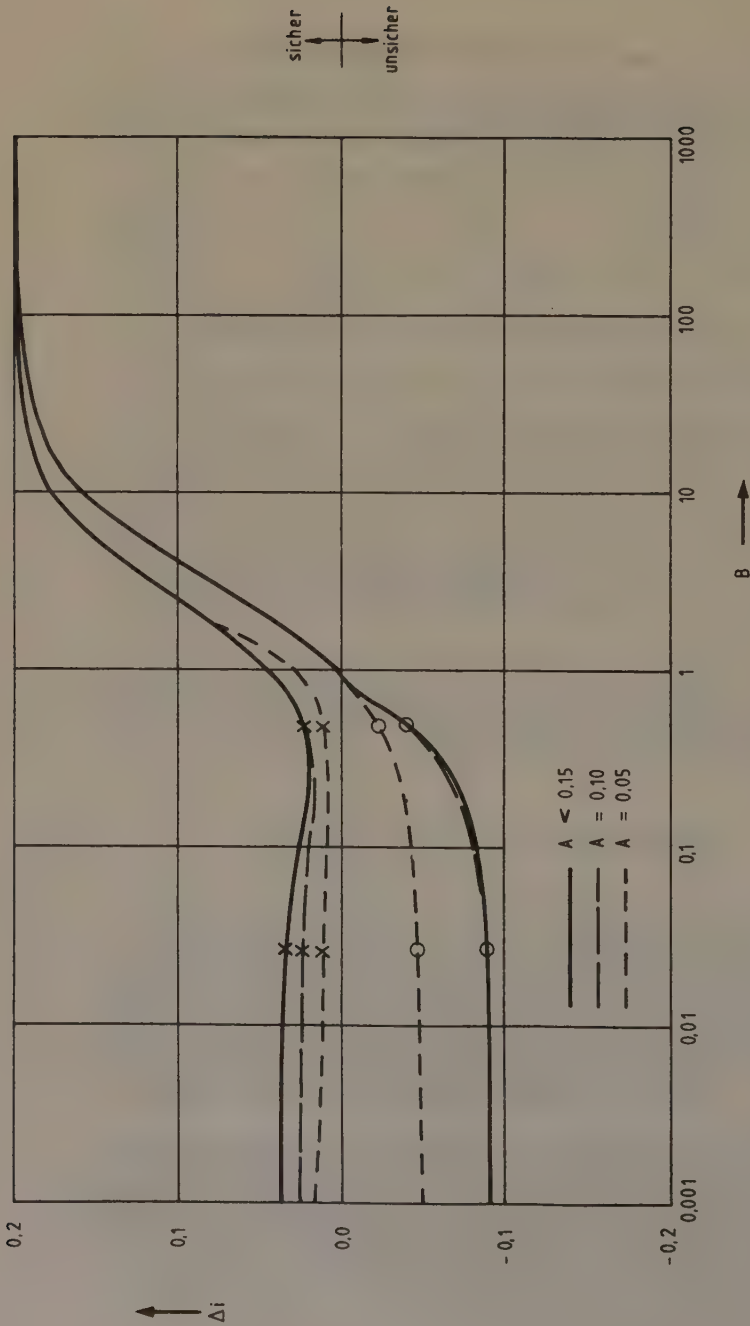


Bild 5.4 Größte Abweichungen Δi in Abhängigkeit vom Quotienten B mit dem Parameter A für ein induktiv belastetes L-Netz ($\arccos(A)=0$) und Begrenzungen durch Glgn. (5.8-5.11, 5.13).

— x — obere Kurven der Abweichungen Δi für ungünstige Werte α, β
 — o — untere Kurven der Abweichungen Δi für ungünstige Werte α, β

kritischen, sicheren Seite genauer, so stellt man fest, daß für $B = 0,001$ am linken Bildrand die gleichen Bedingungen wie in Abschnitt 2, nämlich $\alpha = 0,5$ und $\beta = 0$ zu der gleichen positiven Betragsabweichung für gleiche Werte A führen. Der Verbraucher befindet sich am Punkt höchster Wirksamkeit und die Spannung U^V wird an den Transformatorklemmen geregelt. Dafür beträgt, mit dem Quotienten $A \approx 0,15$, die größte positive Abweichung $\Delta i = 0,0374$ und erreicht damit fast den Maximalwert des einfachen Modellnetzes.

Diese gute Übereinstimmung ist auch verständlich, da für sehr kleine Quotienten B die Transformatorimpedanz Z_{Tt} sehr klein gegenüber der Netz-Längsimpedanz Z ist; der Transformator ist also quasi nicht im Netz vorhanden.

Wird das Impedanzverhältnis $B=Z_{Tt}/Z$ größer, nimmt entweder die Transformatorimpedanz zu oder die Leitungsimpedanz ab; diese Abnahme läßt sich zum einen mit dem Verschieben des Kurzschlußortes F hin zu den Transformatorklemmen erklären.

Zum anderen liefert der Quotient B ein Unterscheidungsmerkmal hinsichtlich der Nennspannungsebene der betrachteten Netze. Bei Niederspannungsnetzen ist B überwiegend kleiner Eins, während üblicherweise bei Mittel- und Hochspannungsnetzen der Anteil der Transformatorimpedanz deutlich überwiegt (siehe auch Abschnitt 5.3).

Hält man den Wert D nach Glg.(5.10) konstant, wird mit der Abnahme von Z die Admittanz Y größer; die Lastimpedanz $1/Y$ erscheint kleiner. Der dabei erhöhte Strombedarf im Normallastfall hat zum einen die Verstellung des Stufenschalters bis hin zur Endstellung zur Folge und zum anderen wird ein wachsender Anteil des von der Spannungsquelle im Fehlerfall gespeisten Kurzschlußstromes über

die dann geringe Lastimpedanz fließen und so den exakten Wert des Kurzschlußstromes an der Fehlerstelle verringern.

Die Ströme I_k^N und I_k^E werden also bei konstantem Wert Z_{Tt} zunächst einmal beide etwa linear größer mit kleiner werdender Impedanz Z , wie die Betrachtung der Glgen(5.1) und (5.3) zeigt.

Der Wert I_k^E ist zusätzlich abhängig von γ und Y . Dabei wird I_k^E nach (5.1) und (5.5c)

- etwa linear größer mit steigendem Wert γ ,
- etwa quadratisch kleiner mit steigendem Wert γ ; dieser Einfluß nimmt zu bei großen Werten Z_{Tt}/Z ,
- kleiner mit wachsender Admittanz Y , da die dann kleiner werdende Lastimpedanz $1/Y$ den exakten Wert des Kurzschlußstromes verringert.

Die Auswirkungen der Parameter γ und Y auf den Wert des exakten Kurzschlußstromes haben also teilweise gegensätzlichen Charakter; ihr Einfluß auf die Höhe der Abweichung Δi nach Glg.(5.4) soll daher für die in Bild 5.4 dick ausgezogenen Grenzkurven der größten Abweichungen für $A < 0,15$ in den folgenden Abschnitten beschrieben werden.

5.2.1.1 Obere Kurven der Abweichung

Zur Berechnung der oberen Kurven der Abweichung Δi müssen die Parameter so bestimmt werden, daß I_k^E seinen kleinsten Wert annimmt. Es lassen sich anhand von Bild 5.4 und den Ergebnissen der iterativen Berechnungen vier prägnante Bereiche der im folgenden betrachteten oberen, dick ausge-

zogenen Grenzkurve für $A < 0,15$ aus (5.10) unterscheiden:

1. Bereich: $0,001 \leq B \leq 0,32$ mit $0,15 > A \geq 0,114$.

Der Anzapfungsfaktor γ hat etwa den Wert Eins mit leicht steigender Tendenz bei wachsendem Quotienten B ; daher nimmt I_k^E mehr zu als I_k^N . Das hat zur Folge, daß der Wert der Abweichung $\Delta i = 0,0374$ mit größer werdendem B bis zu seinem Minimum bei $B = 0,32$ auf $\Delta i = 0,019$ absinkt.

2. Bereich: $0,32 < B \leq 0,70$ mit $0,114 > A \geq 0,088$.

Der wachsende Einfluß der kleiner werdenden Lastimpedanz $1/Y$ vergrößert einerseits den Anzapfungsfaktor γ und verringert andererseits den Strom I_k^E . Diese Vergrößerung ist gegenüber I_k^N geringer und Δi steigt wieder an. Bis zum Ende dieses Bereichs liegt die Last am "Punkt größter Wirksamkeit" nach Glg.(5.14) mit $\beta = 0$.

3. Bereich: $0,70 < B \leq 5,5$ mit $0,088 > A \geq 0,023$.

Wird die Leitungsimpedanz schließlich kleiner als die Transformatorimpedanz, so erfolgt ein starker Anstieg der Abweichung; kleinste Werte I_k^E ergeben sich, wenn die Spannungsmessung am Ort des Verbrauchers erfolgt, da dann der Stufenschalter zur Spannungshaltung eine große Anzapfungsstufe wählt. Die Verkleinerung des exakten Stromes nach Glg.(5.1) durch die an die Fehlerstelle heranrückende Last hat hier einen noch größeren Einfluß als der steigende Wert von γ ; der Parameter α nimmt hierbei Werte zwischen 0 und 1 an.

4. Bereich: $5,5 < B \leq 1000$ mit $0,023 > A \geq 0,00015$.

Quotienten B , die den Wert 5,5 überschreiten, führen dazu, daß der größte Anzapfungsfaktor $\gamma_m = 1,2$ eingestellt wird. Man erhält die größten Werte für Δi , wenn sich die Last in der Nähe der Transformatorklemmen, also für Werte $\alpha \approx 0$, befindet. Da die Randbedingungen der Glgen(5.8 und 5.10) etwa ab $B=10$ keine Lösungen mehr lieferten, wurde die rechte Seite der Ungleichung (5.10) auf $|(B + 1)A| \leq 0,139$ für $B > 10$ verkleinert.

Damit nähert sich die Kurve für die größte Abweichung Δi auf der sicheren Seite asymptotisch dem schon im Abschnitt 4.3 angegebenen Größtwert:

$$\Delta i_{\max} = (\gamma_m - 1) = 0,2 .$$

5.2.1.2 Untere Kurven der Abweichung

Zur Berechnung der unteren Kurven der Abweichung ist die Bestimmung des größten Stroms I_k^E notwendig. Der größte negative Wert Δi ist hier zunächst für die Werte am Rand $\alpha = \beta = 1$ zu erwarten. Da hierbei die Spannung U^V am Ort des Verbrauchers $\underline{y}$ am Ende der Leitung gemessen wird, muß der Stufenschalter die Klemmenspannung am Transformator erhöhen. Für $\beta = 1$ würde jedoch dabei die Spannung am Leitungsanfang ihren Nennwert um mehr als die erlaubten 10% überschreiten.

Mißt man dagegen die Spannung U^V an einem Ort $\alpha \beta$ der Leitung, der näher am Transformator liegt, stellt man z.B. bei $B = 0,001$ für $\beta = 0,69$ fest, daß an jedem Ort des Netzes die Bedingungen der Ungleichung (5.9) erfüllt sind. Die größte negative Betragsabweichung hierfür ist dann $\Delta i = -0,091$.

Anders als bei der Berechnung des einfachen Modells liefert jedoch $\beta = 1$ auch ohne Berücksichtigung der Spannungsbedingungen (5.9) nicht den kleinsten Wert, was auch leicht einsichtig ist, da dieser Parameter in der Gleichung (5.4) nicht explizit auftritt. Vielmehr muß β zur Extremwertbestimmung so bestimmt werden, daß ein Anzapfungsfaktor γ notwendig wird, der hier bei $\alpha = 1$ zu der größten Abweichung der unteren Kurven führen soll. Die Bestimmungsgleichung für γ liefert Glg.(5.4) dann mit $\text{arc}(A) = 0$:

$$\Delta i = \frac{1}{\gamma} \left[\frac{1 + \gamma^2 B}{1 + B} \right] - 1 . \quad (5.15)$$

Differenziert man zur Extremwertbildung die Glg.(5.15) nach γ und setzt die gefundene Lösung zu Null, erhält man als Bedingung für den Wert des Anzapfungsfaktors, der jetzt zur größten Abweichung auf der unsicheren Seite führt:

$$\gamma = \frac{1}{B} . \quad (5.16)$$

Die Gleichung (5.16) kann wegen (5.13) nur für Quotienten $B \approx 1$ erfüllt werden, so daß in dem restlichen Wertebereich andere Parameterbedingungen zu den unteren Kurven der Abweichung führen. Der Verlauf der dick ausgezogenen unteren Grenzkurve für Δi läßt sich hier, ähnlich wie schon im Abschnitt 5.2.1.1 untergliedern. Es sind wieder vier Teilbereiche zu erkennen:

1. Bereich: $0,001 \leq B \leq 0,5$ mit $0,15 > A \geq 0,1$.

Der erste Augenschein zeigt, daß die größte Abweichung Δi auf der negativen Seite etwa bis $B = 0,1$ nahezu konstant den Wert $-0,09$, der ja, wie oben beschrieben, durch die Spannungsbedingung (5.9a) festgelegt ist, beibehält. Ein Blick in die Berechnungsergebnisse zeigt, daß auch noch während des ersten Ansteigens von Δi bis $B = 0,5$ diese Spannungsbedingung den Wert Δi begrenzt. Der Anstieg der Kurve ist hier mit $\alpha = 1$ und $0,69 \leq \beta \leq 1$ auf den zunehmenden Einfluß der Transformatorimpedanz und der Vergrößerung des Anzapfungsfaktors zurückzuführen; dadurch steigt der Strom I_K^E weniger stark an als I_K^N .

2. Bereich: $0,5 < B \leq 0,726$ mit $0,1 > A \geq 0,087$.

Ohne unzulässig hohe Spannungsabweichungen Δv führen hier $\alpha = \beta = 1$ zu den kleinsten Werten Δi . Zur Erfüllung der Glg.(5.16) wäre jedoch zunächst der nicht realisierbare Wert $\beta > 1$ nötig. Erst ab $B = 0,726$ liefert $\beta = 1$ den dann größtmöglichen Anzapfungsfaktor $\gamma = 1,174$. Betrachtet man an dieser Stelle die Grenzkurve im Bild 5.4, so erkennt man, daß der bis jetzt stetige Verlauf plötzlich abknickt und übergeht in den

3. Bereich: $0,726 < B \leq 0,866$ mit $0,087 > A \geq 0,08$.

Hier tritt nun der Fall ein, daß bei Einhaltung der Glg.(5.16) der Ort der Spannungsmessung hin zu Werten $\alpha \beta < 1$ verschoben werden muß; die Verringerung des Wertes β hat seine natürliche Grenze bei Null, wenn die Spannung U^V unmittelbar an den Transformatorklemmen gemessen wird. Dort liegt dann die Abweichung für $\gamma = 1,075$ nur noch mit wenigen Promille im negativen, unsicheren Bereich.

4. Bereich: $0,866 < B \leq 1000$ mit $0,08 > A \geq 0,00015$.

Mit wachsendem Transformatoreinfluß nimmt etwa ab $B = 1$ die untere Grenzkurve der Abweichung keine Werte mehr auf der unsicheren Seite an; der Kurvenverlauf nähert sich vielmehr asymptotisch der oberen Grenzkurve und strebt damit für $B \rightarrow \infty$ dem Höchstwert $\Delta i = 0,2$ entgegen. Schon für $B = 1$ liegen beide Grenzkurven um nicht mehr als 4,5% auseinander und beide auf der positiven Seite.

Bevor diese Ergebnisse weiter diskutiert werden, soll zuvor noch der Kurvenverlauf der Abweichungen für den anderen Extremwert, die kapazitive Last $\underline{Y}$ im L-Netz, untersucht werden.

5.2.2 Abweichungen für $\text{arc}(\underline{A}) = \pi$

Den Kurvenverlauf der größten Abweichungen über dem Impedanzverhältnis B für $\text{arc}(\underline{A}) = \pi$ zeigt mit dem Parameter A das Bild 5.5. Auf den ersten Blick scheinen sich die Kurven im Vergleich zu Bild 5.4 lediglich um die Abszisse gedreht zu haben, während die Kurvenverläufe in etwa gleich geblieben sind. Die Auswertung der Berechnungsergebnisse bestätigen diese Vermutung im wesentlichen.

5.2.2.1 Obere Kurven der Abweichung

Betrachtet man zunächst wieder die obere, dick ausgezogene Grenzkurve, die zunächst im sicheren Bereich beginnt, so erkennt man wieder einen nahezu konstanten Wert hier bei $\Delta i = 0,11$, bis B etwa den Wert 0,1 erreicht. Danach weist der Kurvenverlauf relativ steil nach unten und geht abschließend in eine waagerechte Asymptote im unsicheren Bereich über.

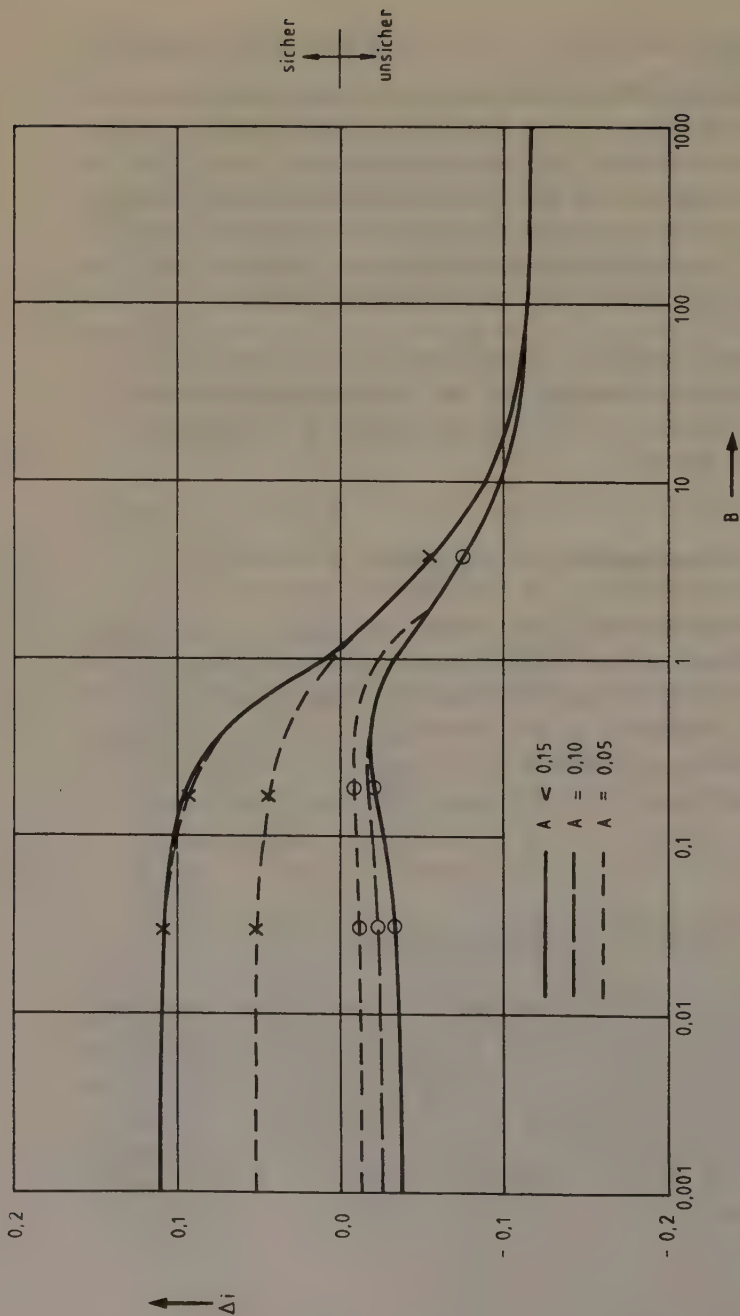


Bild 5.5 Größte Abweichungen Δi in Abhängigkeit vom Quotienten B mit dem Parameter A für ein kapazitiv belastetes L-Netz ($\arccos(A) = \pi$) und Begrenzungen durch die Glgen(5.8-5.11, 5.13).

— x — o — obere Kurven der Abweichungen Δi für ungünstige Werte α, β
 — o — — x — untere Kurven der Abweichungen Δi für ungünstige Werte α, β

Es lassen sich drei Bereiche unterscheiden:

1. Bereich: $0,001 \leq B \leq 0,5$ mit $0,15 > A \geq 0,1$.

Für $\text{arc}(A) = \pi$ bewirkt der kapazitive Verbraucher $\underline{Y}$ eine Spannungsanhebung am Ende der rein induktiven Leitung $\underline{Z}$ ($\alpha=1$) gegenüber dem Anfang; der Stufenschalter muß daher, im Gegensatz zum zuvor betrachteten Lastfall, auf einen Anzapfungsfaktor γ kleiner Eins gestellt werden. Die dabei einzuhaltende Spannungsbedingung (5.9), insbesondere für den Anfang der Leitung, macht es erforderlich, daß die Spannungsmessung statt am Ende der Leitung, wofür die größte Abweichung Δi zu erwarten ist, an einem Ort $\alpha\beta < 1$ vorgenommen wird, so daß die maßgebliche Spannung V_a am Leitungsanfang um nicht mehr als 10% unter dem Nennwert liegt.

Der wachsende Einfluß der Transformatorimpedanz Z_{Tt} für $B > 0,001$ verringert hier wieder den Spannungsfall am Anfang der Leitung und hat damit zur Folge, daß der Ort der Spannungsmessung für maximales Δi hin zu dem Leitungsende verschoben werden kann. Für $B = 0,5$ wird schließlich mit $\beta = 1$ die Nennspannung am Leitungsende eingestellt, ohne daß eine unzulässig hohe Spannungsabweichung im Netz auftritt. Der dabei verringerte Wert des Anzapfungsfaktors γ bewirkt eine Verkleinerung des Stromes I_k^E , so daß auch Δi kleiner wird.

2. Bereich: $0,5 < B \leq 1,24$ mit $0,1 > A \geq 0,067$.

Der weiter wachsende Einfluß der Transformatorimpedanz bringt jetzt für $\alpha = \beta = 1$ ein weiteres starkes Absinken der Grenzkurve mit sich, ohne daß ein Parameter seinen Grenzwert überschreitet. Dabei liegt für $B = 1,15$ die Abweichung erstmals im unsicheren Bereich.

3. Bereich: $1,24 < B \leq 1000$ mit $0,067 > A \geq 0,00015$.

Das starke Absinken der Grenzkurve flacht an dem Übergang zu diesem dritten Bereich deutlich ab; man erkennt diesen Punkt besonders an den numerischen Ergebnissen, die das Programm liefert. Die Werte $\alpha = 1$ und $\beta = 0$ liefern ab jetzt bis zum Wert $B = 1000$ Werte der Abweichungen, die hier schon deutlich in den negativen, unsicheren Bereich reichen.

Als besonders wichtiges Ergebnis muß für den Größtwert $B = 1000$ festgehalten werden, daß der Stufenschalter selbst für den Wert $D = 0,15$, im Gegensatz zu den Ergebnissen im Abschnitt 5.2.1, noch nicht in der Endstellung steht. Hierbei erreicht die größte Abweichung auf der unsicheren Seite mit $\Delta i = -0,1166$ einen Wert, der nur um etwa ein Promille vom Pessimalfall nach dem folgenden Abschnitt 5.2.2.2 abweicht.

5.2.2.2 Untere Kurven der Abweichung

Betrachtet man die Werte der Abweichungen Δi der in dem Bild 5.5 dick ausgezogenen unteren Grenzkurve, so fällt als erstes auf, daß für alle Quotienten B nach Glg.(5.11) nur negative und damit unsichere Werte Δi vorkommen; die negative Abweichung wird am größten für $B = 1000$.

Es lassen sich auch hier wieder drei charakteristische Bereiche unterscheiden. Sie beginnen für kleine Werte B mit dem

1. Bereich: $0,001 \leq B \leq 0,35$ mit $0,15 > A \geq 0,1111$.

Ohne jedwede betriebsmäßige Einschränkung liefert die Last $\underline{Y}$ am Punkt größter Wirksamkeit $\alpha = 0,5$ mit $\beta = 0$ zunächst die Abweichung $\Delta i = -0,0373$ für den Wert $B = 0,001$ bei einem Anzapfungsfaktor $\gamma \approx 1$.

Mit zunehmendem Einfluß der Transformatorimpedanz für $B > 0,001$ wandert dieser Punkt nach Glg.(5.14) hin zu Werten $\alpha < 0,5$ und rückt damit in die Nähe der Transformator клемmen; dabei sinkt der Wert des Anzapfungsfaktors γ und die Abweichung steigt zunächst an auf ihren kleinsten Betragswert $-0,0184$ für $B = 0,35$.

Die anfangs starke Abnahme des Wertes γ verflacht wieder im

2. Bereich: $0,35 < B \leq 1,137$ mit $0,1111 > A \geq 0,0702$.

Bis zur Bereichsgrenze $B = 1,137$ nimmt α jetzt rasch ab, bis der Wert Null erreicht ist. Obwohl der Anzapfungsfaktor weiter absinkt, wächst Δi zur unsicheren Seite hin weiter an, da mit größer werdendem Quotienten B jetzt der verkleinernde Einfluß des Zählers in Glg.(5.4) überwiegt.

3. Bereich: $1,137 < B \leq 1000$ mit $0,0702 > A \geq 0,00015$.

Die untere Grenzkurve nähert sich, ähnlich wie bei dem zuerst betrachteten Lastfall $\arccos(A) = 0$, mit größer werdendem Quotienten B der oberen Grenzkurve. Die Differenz bei $B = 1,137$ beträgt etwa 3%; bei $B = 1000$ werden auch hier beide Abweichungen nahezu gleichgroß und erreichen den Pessimalkwert $\Delta i = -0,1167$.

5.2.3 Einfluß des Lastwinkels $\eta = \arccos(A)$

Wie schon vermutet, mindern andere Werte des Lastwinkels $\eta = \arccos(A)$, die zwischen den soeben betrachteten Extremwerten liegen, den Fehler der Näherungsrechnung stark. In dem Bild 5.6 sind die Verläufe der größten Abweichungen Δi abhängig vom Winkel η aufgetragen. Für D wurde der

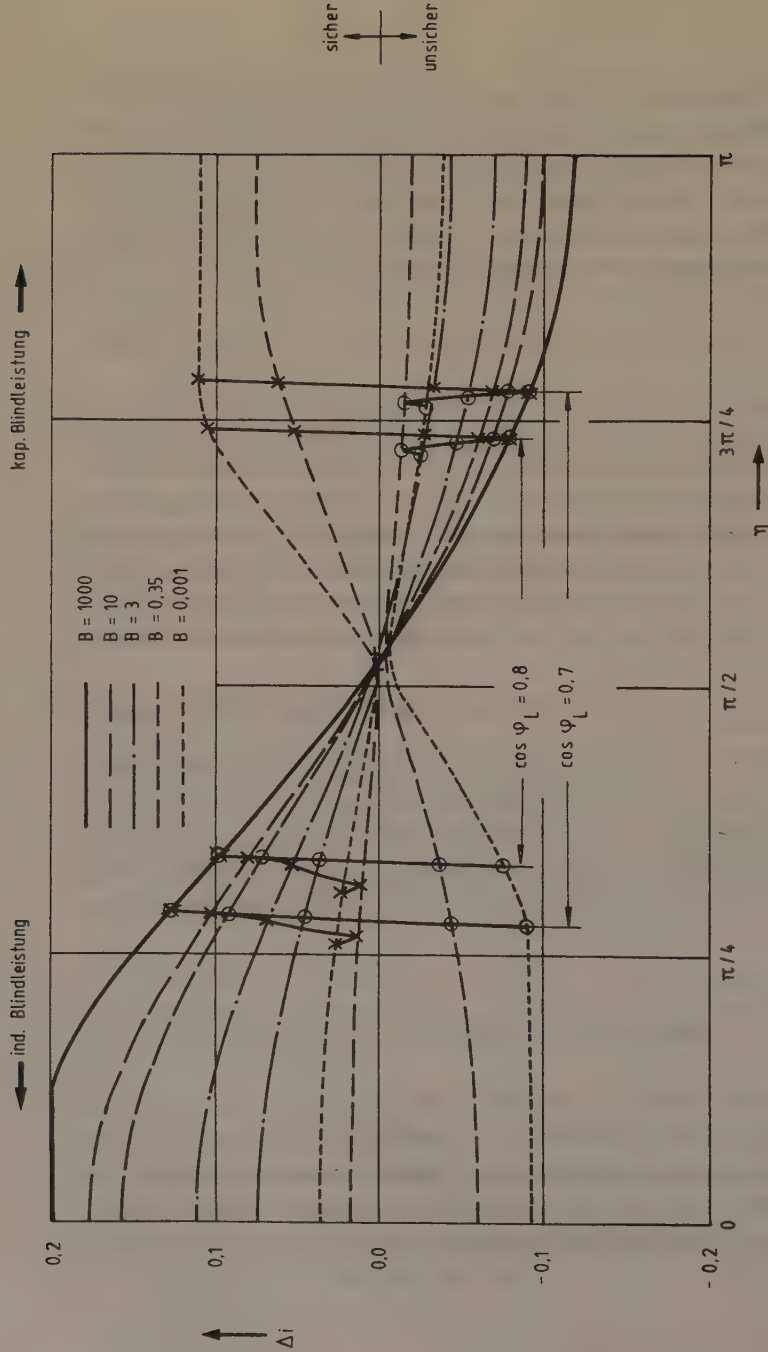


Bild 5.6 Grenzkurven der Abweichungen Δi in Abhängigkeit vom Lastwinkel $\eta = \arccos(A)$ mit dem Parameter B für $D_{\max} = 0,15$ und Beschränkungen durch die Glgen (5.8-5.11, 5.13) und den Leistungsfaktor $\cos \varphi_L$.

- * — obere Grenzkurven der Abweichungen Δi für ungünstige Werte α, β
 — ○ — untere Grenzkurven der Abweichungen Δi für ungünstige Werte α, β

größtmögliche Wert eingesetzt, der erwiesenermaßen zu den größten Abweichungen führt, so daß die in den Bildern 5.4 und 5.5 dick gezeichneten oberen und unteren Grenzkurven für einige prägnante Werte B im Bild 5.6 als Funktion des Lastwinkels erscheinen.

Als wichtigstes Ergebnis zeigt sich zunächst wieder sehr deutlich, daß die Lastwinkel $\text{arc}(\underline{A}) = 0$ und π am linken und rechten Bildrand die größten Abweichungen liefern, während beispielsweise bei $\text{arc}(\underline{A}) \approx \pi/2$ minimale Fehler zu erwarten sind. Die größte Spannungsabweichung Δv beträgt hier nur wenige Prozent und der Anzapfungsfaktor γ nimmt Werte nahe bei Eins an.

Betrachtet man als erstes nur die mit einem Kreis markierten unteren Grenzkurven, die entsprechend den unteren Grenzkurven der Abweichungen Δi nach Bild 5.4 und 5.5 für die Werte $0 \leq \eta \leq \pi$ bestimmt wurden, so erhält man am linken Bildrand bei kleinen Werten des Lastwinkels den größten Fehler auf der unsicheren Seite für $B=0,001$, also beispielsweise für einen Kurzschluß am Ende einer langen Leitung. Dabei wird hier der Fehler auf den Wert $\Delta i = -0,09$ durch die Spannungsbedingung (5.9) begrenzt.

Für $B \gg 1$, also bei relativ geringen Leitungslängen und gleichzeitiger Erfüllung der Bedingung der Gleichung (5.10), wird die Admittanz $\underline{Y}$ ihre größten Werte annehmen. Der Leistungsbedarf der somit kleinen Lastimpedanz $1/\underline{Y}$ erfordert zwar einerseits eine große Verstellung des Stufenschalters; andererseits ist der Spannungsfall auf der relativ kurzen Leitung jedoch nur sehr gering, so daß keine Begrenzung der Stufenschalterstellung durch die Spannungsbedingung nach Gleichung (5.9) bei den gegebenen Parametern erfolgt.

Demzufolge bewirken also Kurzschlüsse auf der nichtstellbaren Seite des Transformators bei transformatornahen Lasten für $B = 1000$ im extremalen Lastfall $\arccos(A) = \pi$ am rechten Bildrand die größten Abweichungen auf der unsicheren Seite. Mit dem hierbei eingestellten minimalen Anzapfungsfaktor $\gamma = 0,883$ wird der Fehler $\Delta i = -0,117$ auf der unsicheren Seite nicht überschritten.

Die Verläufe der oberen und unteren Grenzkurve für $B=1000$ stimmen in etwa gut überein und der Lastwinkel $\eta = 0$ liefert am linken Bildrand den Größtwert $\Delta i = 0,2$ bei dem Anzapfungsfaktor $\gamma = 1,2$, während auf der rechten Seite des Bildes Lastwinkel $\eta > \pi/2$ bei dem Quotienten $B = 0,001$ zu den mit einem Kreuz markierten oberen Grenzkurven, hier auf der sicheren Seite, führen. Der Fehler beträgt jedoch nur etwa 11%, da er auch hier durch die Forderung nach einer zulässigen Spannungshaltung begrenzt wird.

Man erkennt an den Ergebnissen für diese kleinen Werte von B sehr deutlich die Ähnlichkeit mit dem einfachen Modellnetz nach Abschnitt 2; dies ist auch verständlich, wenn man die Transformatorimpedanz als vernachlässigbar klein annimmt. Damit gilt hier für $B \ll 1$ die bereits bekannte Beziehung für die Grenzen der Abweichung

$$\Delta i_{\text{grenz}} = \frac{1}{1 + \Delta v_{\text{zul}}} - 1. \quad (2.41)$$

Die numerischen Berechnungsergebnisse zeigen, daß, ebenso wie bei dem einfachen Modell, wieder die Spannungsdifferenz Δv_a am Leitungsanfang ausschlaggebend ist.

Es wurde bereits in Abschnitt 4.4 vermutet, daß sich der Gültigkeitsbereich des Lastwinkels η , und damit der Ergebnisse, deutlich einschränkt, wenn man einen betrieblich zulässigen Leistungsfaktor $\cos \varphi_L$ berücksichtigt; dieser Vermutung soll in dem folgenden Abschnitt nachgegangen werden.

5.2.4 Einfluß eines betrieblich zulässigen Leistungsfaktors

Im ungestörten Betrieb des Modellnetzes nach Bild 5.1c treibt die Spannungsquelle $\underline{\ddot{U}}$ den Laststrom $\underline{I}_L$ über die Impedanz $\underline{Z}_{\text{ges}} = \underline{\ddot{U}}^2 \underline{Z}_T + \alpha \underline{Z} + 1/\underline{Y}$. Legt man den Zeiger der Quellenspannung $\underline{\ddot{U}}$ in die reelle Achse, so ist der Phasenverschiebungswinkel φ_L , der den Blindleistungsbedarf des betrachteten Netzes widerspiegelt, betragsmäßig genau so groß wie der Impedanzwinkel ψ_{ges} der Gesamtimpedanz $\underline{Z}_{\text{ges}}$, hat jedoch ein umgekehrtes Vorzeichen. Dieser Impedanzwinkel berechnet sich mit φ und ψ nach Abschnitt 2.1 und Bild 2.2 zu:

$$\psi_{\text{ges}} = \arctan \frac{A(\gamma^2 B + \alpha) \sin \psi + \sin \varphi}{A(\gamma^2 B + \alpha) \cos \psi + \cos \varphi} \quad (5.17)$$

Die Glg.(5.17) vereinfacht sich für $\varphi = \psi - \eta$ unter der weitgehend zulässigen Annahme eines reinen Reaktanznetzes, also für $\psi = \pi/2$, auf

$$\psi_{\text{ges}} = \arctan \frac{A(\gamma^2 B + \alpha) + \cos \eta}{\sin \eta} \quad (5.18)$$

Somit erhält man den Leistungsfaktor

$$\cos \varphi_L = \cos (-\psi_{\text{ges}}) \quad , \quad (5.19)$$

wobei das Vorzeichen des Arguments der rechten Seite die Blindleistungsrichtung angibt.

Zur sicheren und wirtschaftlichen Energieübertragung ist es erforderlich, den Transport von Blindleistung weitestgehend zu unterbinden. Durch vielerlei Maßnahmen beschränkt, ist mindestens ein $\cos \varphi_L \geq 0,7$ als wirtschaftliche Grenze anzusehen. Damit werden die angenommenen extremalen Lastwinkel 0 und π sicher nicht erreicht.

Im Bild 5.6 sind beispielsweise die mit einem Unterprogramm berechneten Begrenzungen für die Leistungsfaktoren 0,7 und 0,8, sowohl für kapazitive als auch für induktive Belastungen eingetragen. Es ist eine deutliche Einschränkung der Abweichungen, vor allem für große Quotienten $B > 1$, zu erkennen.

B	$\cos \varphi_L \geq 0,7$		$\cos \varphi_L \geq 0,8$	
	kleinste Abw. Δi	größte Abw. Δi	kleinste Abw. Δi	größte Abw. Δi
0,001	-0,0900	0,1107	-0,0763	0,1073
0,35	-0,0439	0,0606	-0,0368	0,0514
1	-0,0251	0,0286	-0,0218	0,0230
3	-0,0541	0,0679	-0,0471	0,0530
5	-0,0655	0,0852	-0,0575	0,0652
10	-0,0773	0,1031	-0,0681	0,0795
100	-0,0904	0,1245	-0,0796	0,0959
1000	-0,0918	0,1270	-0,0809	0,0991

Tabelle 5.1 Werte der kleinsten und größten Abweichungen Δi für Leistungsfaktoren $\cos \varphi_L \geq 0,7$ und 0,8.

In Tabelle 5.1 sind, ergänzend zu Bild 5.6, die größtmöglichen Abweichungen Δi , die innerhalb der o.a. Grenzwerte der Leistungsfaktoren liegen, für einige Werte B angegeben. Anhand dieser Tabelle sollen im folgenden Abschnitt die Auswirkungen aller betrieblichen Begrenzungen untersucht werden.

5.3 Analyse der Berechnungsergebnisse

Zur besseren Übersichtlichkeit wird an dieser Stelle der verhältnismäßig große Wertebereich für den Quotienten $B = Z_{Tt}/Z$ nach Glg.(5.11) grob untergliedert und dabei auf die möglichen Nennspannungsebenen und Netzformen bezogen.

Für den Wert $B=1$ gilt, wie im Anhang A1 gezeigt wird, die bekannte Abschätzungsformel für die Leitungslänge:

$$l/\text{km} \approx U_n/\text{kV}.$$

In Verteilungsnetzen der Niederspannungs- und Mittelspannungsebene sowie bei langen Übertragungsleitungen ist die Systemlänge in km im allgemeinen größer als die Nennspannung in kV; dort ist $B < 1$.

Für die Mehrzahl der Übertragungsnetze im Mittel- und Hochspannungsbereich ist dagegen üblicherweise die Nennspannung in kV höher als die Systemlänge in km; somit wird $B > 1$. Der hier vorgestellte Extremalfall $B=1000$ kann beispielsweise einen Klemmenkurzschluß an der stellbaren Seite (im allgemeinen der Oberspannungswicklung) oder einen nahen Sammelschienenkurzschluß darstellen.

Im Übergangsbereich von B um den Wert Eins sind alle Netzformen und -spannungen vertreten; dieser Bereich interessiert jedoch für die Extremwertbetrachtung nicht sonderlich, da dort die Abweichungen Δi mit

$$- 0,0251 \leq \Delta i \leq 0,0286$$

relativ klein und tolerabel sind.

Die Betrachtung der numerischen Ergebnisse läßt zusätzlich erkennen, daß die Abweichung Δi nicht allein mit dem Anzapfungsfaktor γ verknüpft, sondern auch noch abhängig vom Quotienten B ist. Man erwartet zunächst, daß der Strom I_k^E am größten wird, wenn mit $\gamma > 1$ eine große Spannung den Kurzschlußstrom speist; dann wird die Abweichung Δi wohl Werte auf der unsicheren Seite annehmen, da bei der Berechnung des Näherungswertes I_k^N die Mittelanzapfung ($\gamma=1$) angenommen wurde.

Diese Annahme und der umgekehrte Schluß für $\gamma < 1$ ist richtig für Quotienten $B \ll 1$, wie man auch aus dem linken Teil von Bild 4.4 für die Kurven der Abweichungen ohne Korrektur entnehmen kann. Dort liegen für $b \ll 1$ die mit einem Kreis markierten, unkorrigierten Abweichungen für $\delta = -0,2$ weit auf der sicheren, die mit einem Kreuz markierten, unkorrigierten Abweichungen für $\delta = +0,2$ weit auf der unsicheren Seite.

Dieser sinnfällige Zusammenhang kehrt sich jedoch ins Gegenteil um, wenn B (bzw. b) Werte größer als Eins annimmt. Wird jetzt beispielsweise ein Anzapfungsfaktor $\gamma > 1$ eingestellt, so muß der Kurzschlußstrom I_k^E kleiner werden, da die Abweichung Δi hier nach Bild 4.4 positive Werte annimmt.

Der Grund hierfür liegt darin, daß sich zwar die Spannung linear mit $\bar{U}$ erhöht, die Transformatorimpedanz nach Bild 5.1c jedoch quadratisch mit dem Übersetzungsverhältnis wächst. Überwiegt nun Z_T deutlich, wie dies für $B \gg 1$ zutrifft, ergibt sich der häufig beobachtete und auch in /20/ angegebene Fall, daß mit abnehmender Spannung am Transformator die Kurzschlußströme größer werden können.

5.3.1 Ergebnisse für $B < 1$

Die größten Abweichungen auf der sicheren und unsicheren Seite treten auf für den kleinsten Quotienten $B=0,001$ und werden durch die Spannungshaltungsbedingungen Glg.(5.9) auf die Werte nach Glg.(2.41) begrenzt; z.B. auf $\Delta i = -0,0909$ für $\Delta v = 0,1$.

Auch die Annahme zulässiger Leistungsfaktoren $\cos \varphi_L$ verringert die größten Abweichungen nicht wesentlich auf

$$\begin{aligned} -0,0900 &\leq \Delta i \leq 0,1107 \quad \text{für } \cos \varphi_L \geq 0,7 \\ -0,0763 &\leq \Delta i \leq 0,1073 \quad \text{für } \cos \varphi_L \geq 0,8, \end{aligned}$$

wenn nicht restriktivere Forderungen für die Spannungshaltung als Glg.(5.9) kleinere Abweichungen bedingen.

Wenn man sich nochmal vergegenwärtigt, daß Quotienten $B \ll 1$ fast ausschließlich in Verteilungsnetzen der Mittel- und Niederspannungsebene vorkommen und nach /30, S.15 ff/ die Betriebsspannungen beispielsweise in 20-kV-Verteilungsnetzen innerhalb des Toleranzbandes $\pm 6\%$ eingeregelt werden sollten, während in Niederspannungsnetzen nur Spannungsdifferenzen von $\pm 5\%$ zulässig sind, erreicht damit die größte Abweichung Δi auf der unsicheren Seite auch

ohne Berücksichtigung eines zulässigen Leistungsfaktors nach Glg.(2.41) mit -0,0566 bzw. -0,0476 Werte, die in etwa der Größe der Datenungenauigkeiten bei der Bestimmung der Kurzschlußimpedanzen zur Berechnung des Näherungswertes $\underline{I}_k^N$ entsprechen.

Aber auch wenn die Daten der Betriebsmittel zur Kurzschlußstromberechnung genügend genau bekannt wären, so wie dies in dem vorgestellten Modellnetz ja der Fall ist, wird diese größte Abweichung auf der unsicheren Seite von etwa 5% bei eingeschränkten Spannungsbedingungen in der Fachwelt als zulässig betrachtet. Eine Korrektur ist hierfür unter den oben angegebenen Bedingungen für Werte $B < 1$ dann nicht erforderlich.

5.3.2 Ergebnisse für $B > 1$

In Übertragungsnetzen der Mittel- und Hochspannungsebene überwiegt der Einfluß der Transformatorimpedanz Z_T , die ja auch die vorgeschaltete Netzimpedanz mit enthält, so daß der Quotient B Werte größer als Eins erreicht. Nach oben hin wird B in der Hauptsache durch den Wert dieser Impedanz Z_T und das Verhältnis von Transformatorleistung S_T zum Leistungsbedarf der Last S_L bestimmt, da betragsmäßig ohne Berücksichtigung der hier angenommenen geringen Leitungsimpedanz Z gilt:

$$S_L = \gamma U_n^2 = \frac{A}{Z} U_n^2 = \frac{A}{Z_T} B U_n^2 = A B \frac{S_T}{u_k}$$

und mit Gleichung (5.10)

$$\frac{S_T}{S_L} = u_k \frac{1}{A B} = u_k \frac{1 + B}{D B} \quad (5.20)$$

Löst man Glg.(5.20) nach B auf, setzt als Extremwerte $D=0,15$, die prozentuale Kurzschlußspannung $u_k=0,16$ und nimmt mit $S_T/S_L=1,176$ eine 85%ige Auslastung des Transformators an, erhält man als Ergebnis $B = 9,71$, so daß als oberer Grenzwert für B der Wert 10 gerechtfertigt erscheint.

Zur Begründung für die Stichhaltigkeit dieser Festlegung dient ein fiktives Hochspannungsnetz 400kV. Als eine große Typenleistung für einen Netztransformator gilt $S_T = 600$ MVA bei einer prozentualen Kurzschlußspannung $u_k=16\%$. Damit ergibt sich die Transformatorimpedanz zu $Z_T = 42,7 \Omega$ und für $B = 10$ die Leitungsimpedanz $Z = 4,27 \Omega$. Dem entspricht beispielsweise bei einer Aluminiumfreileitung mit Viererbündel und Nennquerschnitt $240/40 \text{ mm}^2$ etwa eine Länge von 20 km.

Da eine derartig große Last in einem Hochspannungs-Übertragungsnetz im allgemeinen mehr als 20 km von dem Netzkuppeltransformator entfernt ist, eine solche Netzkonfiguration aber nicht ausgeschlossen werden kann (z.B. mehrere Lichtbogenöfen mit großer Leistung an einer Sammelschiene), läßt sich als sinnvolle Begrenzung für die Mehrzahl der Übertragungsnetze, neben $A \leq 0,15$ nach Abschnitt 2.2, jetzt $B \leq 10$ festlegen.

Hierfür sind, insbesondere für die großen Werte von B, die Spannungsbedingungen nach Glg.(5.9) bedeutungslos. Allein der Einfluß der Lastimpedanz $1/Y$ bestimmt die Einstellung der Anzapfung am Transformator. Die Differenz zwischen oberer und unterer Grenzkurve beträgt nur wenige Prozent und nimmt bis zum u.U. möglichen Wert $Z_{Tt}/Z = 1000$, wo sie nahezu Null wird, stetig ab.

Für den Grenzfall $Z=0$, wenn also der Verbraucher ohne Leitung direkt an den Transformatorklemmen angeschlossen ist, werden im Anhang A2 die beiden Abschätzungen

$$\Delta i \approx \sqrt{\frac{1}{1 - 2 u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L}} - 1 \quad (\text{A2.9})$$

und, für verringerte Genauigkeitsanforderungen,

$$\Delta i \approx u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L \quad (\text{A2.10})$$

hergeleitet. Damit können die größtmöglichen Abweichungen Δi in Abhängigkeit von der Verbraucherlast überschlägig bestimmt werden.

Durch die Vorgabe zulässiger Leistungsfaktoren $\cos \varphi_L$ werden für $B > 1$ die Werte der Abweichungen Δi im Gegensatz zu Abschnitt 5.3.1 stark eingeschränkt; für $B=10$ liegen sie z.B. nach Tabelle 5.1 innerhalb der Grenzen

$$-0,0773 \leq \Delta i \leq 0,1031 \quad \text{für } \cos \varphi_L \geq 0,7 \text{ und}$$

$$-0,0681 \leq \Delta i \leq 0,0795 \quad \text{für } \cos \varphi_L \geq 0,8 ,$$

und damit noch untolerierbar weit auf der unsicheren Seite.

5.4 Folgerungen

Schon der erste Blick auf Bild 5.6 zeigt, daß eine gute Blindleistungskompensation neben wirtschaftlichen Erwägungen auch noch die Genauigkeit der Kurzschlußstromberech-

nung fördert, da die Abweichungen Δi etwa bei dem Lastwinkel $\eta \approx \pi/2$, wo der $\cos \varphi_L$ annähernd zu Eins wird, kleinste Werte in der Nähe von Null annehmen.

Bei Berücksichtigung von wirtschaftlich vertretbaren Leistungsfaktoren $\cos \varphi_L \geq 0,7$ und betriebsüblicher Einhaltung zulässiger Spannungsdifferenzen von beispielsweise $\pm 10\%$ können die Abweichungen Δi bei Berechnung des Kurzschlußstromes an der Fehlerstelle mit dem vereinfachten Verfahren nach Glg.(5.3) gegenüber dem exakten Wert nach Glg.(5.1) auch für Netze mit Stelltransformatoren Werte im Bereich

$$- 0,09 \leq \Delta i \leq 0,11$$

annehmen; dieser Bereich ist somit nicht größer als der des einfachen Modellnetzes nach Glg.(2.42b).

Dieses Ergebnis überrascht nicht, wenn man erkennt, daß die o.a. größtmöglichen Abweichungen Δi für $B=0,001$, also im Prinzip nur in ausgedehnten Mittel- und Niederspannungsnetzen mit großen Leitungslängen zutreffen. Da dort jedoch nach Abschnitt 5.3.1 nur Spannungsdifferenzen von höchstens $\pm 6\%$ zugelassen werden, bestimmen ausschließlich die Werte $B \gg 0,001$ den größten Fehlerbereich.

Da somit nur für große Quotienten B der Näherungswert einer Korrektur bedarf, kann man von den beiden möglichen Korrekturverfahren nach Abschnitt 4.3 die wenig vorteilhafte pauschale Stromkorrektur ausscheiden; dagegen käme zunächst die Reaktanzkorrektur in Betracht, zumal damit in /23, 31 und 32/ bei Blockeinspeisungen gute Ergebnisse erzielt wurden.

Die in der o.a. Literatur zusammenfassend angegebenen umfangreichen Untersuchungen der Teilkurzschlußstromberechnung von Kraftwerkseinspeisungen waren notwendig geworden, weil der Einsatz hochausgenutzter Generatoren neuerer Bauart zusammen mit entsprechenden Blocktransformatoren in den letzten Jahren einen starken Anstieg der Reaktanz der in das Netz einspeisenden Kraftwerksblöcke großer Leistung mit sich bringt. Dadurch erhöht sich schon bei Nennbetrieb die Anfangsspannung E'' der Synchronmaschinen beträchtlich /31, Bild 5/, so daß bei der Berechnung der möglichen Kurzschlußstromstärke der Teilkurzschlußstrom einer Blockeinspeisung wesentlich größer werden kann, als die Berechnung mit der Ersatzspannung an der Fehlerstelle nach /18/ mit $c = 1,1$ erwarten läßt.

Um nun dieses bewährte Verfahren beizubehalten, wurde versucht, eine Reaktanzkorrektur für Blocktransformatoren einzuführen. Dies gelang mit befriedigender Genauigkeit durch kenngrößenabhängige Korrekturfaktoren, die auch in das internationale Normenwerk /22/ Eingang finden sollen.

Die erzielte Genauigkeit dieser Reaktanzkorrektur liegt in der gelungenen guten Nachbildung der Spannungsquelle. Die Erreichung dieses Ziels wurde vor allem durch die folgenden Gegebenheiten begünstigt:

- Aus wirtschaftlichen Gründen liegt die Leistungsabgabe eines Kraftwerkblockes stets in der Nähe des Nennbetriebspunktes.
- Es wird stets Wirkleistung in das angeschlossene Netz abgegeben.
- Die Blindleistungsrichtung ist praktisch immer die gleiche (induktive Blindleistung im übererregten Betrieb).

Darüberhinaus wurde festgestellt, daß gerade der Nennbetrieb der Kraftwerksblöcke zu den größten Kurzschlußströmen führt (vgl. /23/, Fig.6). Daher läßt sich mit den gegebenen Bemessungsgrößen von Generator und Blocktransformator gezielt und einfach eine Reaktanzkorrektur angeben, deren Auswirkung in nahezu allen Fällen auf deutliche Verbesserungen der möglichen negativen Fehler Δi führt, ohne allzu weit auf der sicheren Seite zu liegen.

Netztransformatoren dagegen werden mit stark unterschiedlichen Lasten beaufschlagt, wobei sowohl die Wirk-, vor allem aber die Blindleistungsrichtung wechseln kann.

Da somit der mögliche Betriebsbereich sehr groß und der jeweilige Betriebszustand nicht bekannt ist, wird die Korrektur mit einem konstanten, baugrößenabhängigen Faktor die Abweichungen Δi zwar auf der unsicheren, aber auch auf der sicheren Seite anheben, was u.U. auf allzu große Werte, und damit zur Überdimensionierung von Anlagen führen kann.

Bevor überhaupt weiter auf eine mögliche Korrektur eingegangen wird, soll daher hier deren Notwendigkeit überprüft werden. Dazu liefern die Werte der Tabelle 5.1 einen wichtigen Hinweis:

Die größtmöglichen Abweichungen, also auch auf der unsicheren Seite, liegen für alle Quotienten B stets innerhalb der Grenzen der Glg.(2.42) für das einfache Modellnetz ohne verstellbaren Transformator.

Legt man somit für das erweiterte Modellnetz eine höchstzulässige Spannungsdifferenz von $\pm 10\%$ zugrunde und berechnet den Näherungswert für das Verfahren mit der Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle, abweichend von Glg.(5.3), nach /18, 22/ mit Verwendung des Spannungsfaktors $c = 1,1$ für die Spannung vor Eintritt des Fehlers, also Erhöhung der den Kurzschluß treibenden Spannung um 10%, so sind unter den vorgegebenen Betriebsbedingungen nach Abschnitt 5.1 und 5.2.4 keine Abweichungen auf der unsicheren Seite zu erwarten.

Damit ist eine zusätzliche Reaktanzkorrektur in generatorfernen Netzen, so wie sie in /18, §5 b/ derzeit für einfach gespeiste Netze noch vorgeschrieben ist, nicht nur überflüssig, sondern sogar unvorteilhaft, da sie bei der Planungsrechnung auf allzu große, unwirtschaftliche Auslegungen von Anlagen führen kann.

6 Zusammenfassung

Die Kurzschlußstromberechnung ist ein wichtiger Bestandteil der Überlegungen zur Planung oder Erweiterung eines Netzes, da ihre Ergebnisse die Kosten einer Anlage maßgeblich bestimmen. Man wird daher bemüht sein, eine möglichst genaue Kenntnis über die Höhe der möglichen Kurzschlußströme zu erhalten, da einerseits die Kosten der Anlage stark mit der Kurzschlußleistung ansteigen, andererseits aber die Versorgungssicherheit möglichst gewährleistet sein muß.

Im Grundsatz läßt sich der exakte Kurzschlußstrom leicht mit dem Überlagerungsverfahren berechnen; zur Bestimmung des größtmöglichen Kurzschlußstromes ist dazu der Netzzustand zu suchen, der für diesen einen Lastflußfall den Größtwert liefert.

Versuche, im vermaschten Netz mit Transformatoreinspeisung einen pessimalen Lastfluß zu finden, der den größten Kurzschlußstrom liefert, werden durch den großen Rechenaufwand behindert. Außerdem ist fraglich, ob der berechnete ungünstigste Lastfluß in der Praxis tatsächlich vorkommt, was durch weitere Variationsrechnungen überprüft werden muß.

Neuere Untersuchungen schwach vermaschter Netze mit Kraftwerkseinspeisungen /24/ lassen auf Transformatoren im Netz keine Rückschlüsse zu.

Es wird in der vorliegenden Arbeit gezeigt, daß sich derartig umfangreiche Berechnungen erübrigen, da der härteste Fall in einem einfachen Strahlennetz eintritt und somit nur ein vergleichsweise geringer Rechenaufwand erforderlich ist, vor allem, wenn man das Verfahren der Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle (vereinfachtes Verfahren) anwendet.

Für ein einfaches Modellnetz wird zunächst festgestellt, daß eine Punktlast mit induktivem Blindleistungsbedarf am Ende einer Leitung die größten Abweichungen liefert. Eine erste Abschätzung mit üblichen Netzdaten ergab un-
tolerierbar große Fehler auf der unsicheren Seite.

Eine nähere Betrachtung zeigte, daß die möglichen Abweichungen durch betrieblich vorgegebene Spannungshaltungsbedingungen jedoch beschränkt werden. Es gelang, daraus einen wichtigen Zusammenhang zwischen dem Größtwert Δi und der höchstzulässigen Spannungsdifferenz Δv herzuleiten.

Messungen in Bergbaubetrieben unter Tage sowie die Ergebnisse von /24/ bestätigten diese Spannungsabhängigkeit der Kurzschlußstromstärke.

Die Erweiterung des einfachen Modellnetzes um einen Transformator mit Stufenschalter, wie er beispielsweise als Netzkuppeltransformator im Verbundnetz eingesetzt wird, führte für die größten Abweichungen auf zwei Grenzfälle:

1. Ein ausgedehntes Netz mit großer Leitungsimpedanz Z ; dieser Fall, bei dem der Stufentransformator einflußlos bleibt, konnte auf das einfache Modellnetz zurückgeführt werden. Die größtmöglichen Abweichungen sind dabei durch die Grenzen der Spannungshaltung beschränkt.
2. Ein Netz ohne Leitung ($Z=0$); die Abweichungen werden hierbei durch den zulässigen Leistungsfaktor bestimmt. Eine Abschätzung ist im Anhang A2 angegeben.

Es ergab sich, daß auch für das erweiterte Netz unter üblichen Betriebsbedingungen bei Anwendung des vereinfachten Berechnungsverfahrens nach /18/ selbst ohne die dort angegebene Reaktanzkorrektur die Ergebnisse stets auf der sicheren Seite liegen.

Damit kann grundsätzlich bei Kurzschlüssen in einem Netz der Näherungswert des Kurzschlußstromes I_k^N mit dem Verfahren der Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle bei Vorgabe eines angemessenen Spannungsfaktors c mit ausreichender Genauigkeit ermittelt werden.

Bei Kraftwerkseinspeisungen sind dagegen für Blocktransformatoren mit angeschlossenen Generatoren hoher Leistung Reaktanzkorrekturen nach /20, 23, 31, 32/ erforderlich.

Anhang A1

Abschätzung für den Quotientenwert B=1

Der Quotient B bestimmt sich nach Glg.(5.5b) aus der Transformatorimpedanz Z_T und der Netzimpedanz Z. Dabei gilt:

$$Z = X' l \quad \text{und} \quad (A1.1)$$

$$Z_T = u_k \frac{U_n^2}{S_T} = u_k \frac{U_n}{\sqrt{3} J q} \quad (A1.2)$$

Mit den Abschätzungswerten

$$\begin{aligned} X' &= 0,3 \, \Omega/\text{km}, \\ u_k &= 0,13, \\ J &= 1 \, \text{A}/\text{mm}^2, \\ q &= n \, 240 \, \text{mm}^2, \end{aligned}$$

wobei n die Zahl der parallelen Leitungen (Bündelzahl) angibt, erhält man aus der Bedingung

$$B = \frac{Z_T}{Z} \stackrel{!}{=} 1 \quad (A1.3)$$

für die Leitungslänge l die Beziehung:

$$l/\text{km} = 0,00104 \, U_n/V \, \frac{1}{n} \quad (A1.4)$$

Für $n=1$ führt Glg.(A1.4) auf die bekannte Abschätzungsformel:

$$\frac{U_n}{kV} \approx \frac{l}{km} . \quad (A1.5)$$

Aus den Gleichungen (A1.1 bis A1.3) entnimmt man die Bedingungen für den Wert des Quotienten B:

- ist die Leitungslänge in km größer als die Nennspannung in kV, wird $B < 1$;
- ist die Leitungslänge in km kleiner als die Nennspannung in kV, wird $B > 1$.

Anhang A2

Abschätzung der größten Abweichungen Δi für $Z \rightarrow 0$

Für $Z \rightarrow 0$ liegt die Last $\underline{Y}$ direkt an den Transformator-klemmen und der Stufenschalter muß so eingestellt werden, daß an dem Lastort die Nennspannung ansteht:

$$\underline{U}^V = \gamma \underline{\ddot{U}}_r \underline{U} \frac{1}{1 + \gamma^2 \underline{Z}_{Tt} \underline{Y}} \stackrel{!}{=} \underline{\ddot{U}}_r \underline{U} . \quad (\text{A2.1})$$

Aus dieser Bedingung erhält man die Bestimmungsgleichung für den Anzapfungsfaktor

$$\gamma = \left| 1 + \gamma^2 \underline{Z}_{Tt} \underline{Y} \right| . \quad (\text{A2.2})$$

Die Größe $\underline{Z}_{Tt} \underline{Y}$ ist, mit $\text{arc}(\underline{Z}_{Tt}) = \pi/2$, :

$$\begin{aligned} \underline{Z}_{Tt} \underline{Y} &= j u_k \frac{u_n}{\sqrt{3} I_n} \cdot \frac{\sqrt{3} I_L}{u_n} = j u_k \frac{I_L}{I_n} = j u_k \frac{I_L}{I_n} (\cos \varphi_L - j \sin \varphi_L) \\ \underline{Z}_{Tt} \underline{Y} &= u_k \frac{S_L}{S_T} (\sin \varphi_L + j \cos \varphi_L) \end{aligned} \quad (\text{A2.3})$$

Aus Glg.(A2.2) und (A2.3) ergibt sich dann

$$\gamma = \sqrt{1 + 2 \gamma^2 u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L + \left[\gamma^2 u_k \frac{S_L}{S_T} \right]^2} . \quad (\text{A2.4})$$

Da der letzte Summand in Glg.(A2.4) klein gegenüber den ersten beiden ist, kann er vernachlässigt werden, und der Anzapfungsfaktor wird:

$$\gamma \approx \sqrt{\frac{1}{1 - 2 u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L}} \quad (A2.5)$$

Zur Abschätzung der größten Abweichungen Δi muß aus dem Näherungswert des Kurzschlußstromes

$$\underline{I}_k^N = \frac{\underline{U}^V}{\underline{Z}_{Tt}} \stackrel{!}{=} \frac{\ddot{u}_r \underline{U}}{\underline{Z}_{Tt}} \quad (A2.6)$$

und dem exakten Wert

$$\underline{I}_k^E = \frac{\gamma \ddot{u}_r \underline{U}}{\gamma \underline{Z}_{Tt}} \quad (A2.7)$$

der Quotient $\underline{I}_k^N / \underline{I}_k^E$ gebildet werden. Das führt auf die einfache Beziehung

$$\Delta i = \left| \frac{\underline{I}_k^N}{\underline{I}_k^E} \right| - 1 = \gamma - 1 \quad (A2.8)$$

Aus Gleichung (A2.5) und (A2.8) folgt dann

$$\Delta i \approx \sqrt{\frac{1}{1 - 2 u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L}} - 1 \quad (A2.9)$$

Da der Ausdruck $2 u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L$ beträchtlich kleiner als 1 ist, kann bei verringertem Anspruch an die Genauigkeit die Abschätzung (A2.9) weiter vereinfacht werden zu:

$$\Delta i \approx u_k \frac{S_L}{S_T} \sin \varphi_L . \quad (A2.10)$$

Zur Kontrolle der Zulässigkeit dieser Abschätzungen dient der Vergleich der Ergebnisse von Glg.(A2.9) und (A2.10) mit den entsprechenden Werten aus Tabelle 5.I.

	induktive Last $\cos \varphi_L =$		kapazitive Last $\cos \varphi_L =$	
	0,7	0,8	0,7	0,8
Werte aus Tab. 5.I für B=1000	0,127	0,099	-0,092	-0,081
Werte nach (A2.9)	0,128	0,104	-0,093	-0,079
Werte nach (A2.10)	0,107	0,090	-0,107	-0,090

Tabelle A1.I Vergleich der Ergebnisse der Abschätzungen nach Glg.(A2.9) und (A2.10) mit den entsprechenden Werten aus Tabelle 5.I.

Aus der obigen Tabelle entnimmt man, daß die Abschätzung nach Glg.(A2.9) recht genau ist. Die vereinfachte Abschätzung (A2.10) hingegen ist bedeutend ungenauer und liefert im Bereich kapazitiver Lasten Ergebnisse, die weiter auf der unsicheren Seite liegen.

SCHRIFTTUM

- /1/ Gretsche,R.: Meßgerät zur Bestimmung des komplexen Innenwiderstandes in Niederspannungsnetzen.
ETZ-A 91 (1970) S. 526 - 527

- /2/ Balzer,G., Gretsche,R.: Impedanzen und Kurzschlußströme in Niederspannungsnetzen.
ETZ-A 95 (1974) S. 323 - 332

- /3/ Balzer,G.: Innenimpedanzmessung in einem strahlenförmig betriebenen 0,4-kV-Maschennetz.
ETZ-A 96 (1975) S. 258 - 260

- /4/ Balzer,G.: Innenimpedanzen in Niederspannungsnetzen.
Bull. SEV 67 (1976) S. 859 - 864

- /5/ Rittinghaus,D.: Impedanzmessung zur Bestimmung des kleinsten Kurzschlußstromes in 500-V-Bergbaunetzen unter Tage.
etz-Archiv 3 (1981) S. 319 - 323

- /6/ VDE 0102 Teil 2/11.75: Leitsätze für die Berechnung der Kurzschlußströme in Drehstromanlagen mit Nennspannungen bis 1000V.
VDE-Verlag, Berlin, Offenbach 1975

- /7/ DIN 89 013/5.83: Schiffbau. Leitsätze für die Berechnung der größten Kurzschlußströme.
Beuth Verlag, Berlin 1983

- /8/ Hosemann,G., Boeck, W.: Grundlagen der elektrischen Energietechnik. 2. Auflage.
Springer Verlag, Berlin 1983

- /9/ Funk, G.: Die Wirkungen von Belastungsimpedanzen und Leitungskapazitäten auf die Größe der Kurzschlußströme.
El. Wirtschaft 66 (1976) S. 437 - 440
- /10/ Funk, G.: Der Kurzschluß im Drehstromnetz.
Oldenbourg Verlag, München 1962
- /11/ VDE 0118/2.70: Bestimmungen für das Errichten elektrischer Anlagen in bergbaulichen Betrieben unter Tage.
VDE-Verlag, Berlin, Offenbach 1970
- /12/ Balzer, G.: Impedanzmessungen in Niederspannungsnetzen zur Bestimmung der Kurzschlußströme.
Dissertation TH Darmstadt 1977.
- /13/ Gretsche, R.: Meßgerät zur Bestimmung des komplexen Innenwiderstandes elektrischer Energieversorgungsnetze.
Dissertation TH Darmstadt 1971
- /14/ Winkler, G.: Einflußgrößen bei der Berechnung von Fehlerströmen in Niederspannungsanlagen, Teil 1.
Elektrie 17 (1963) S. 187 - 191.
- /15/ Sachs, L.: Angewandte Statistik. 4. Auflage.
Springer Verlag, Berlin 1974
- /16/ Kreyszig, E.: Statistische Methoden und ihre Anwendung. 5. Auflage.
Vandenhoeck & Ruprecht, Göttingen 1975
- /17/ DIN 1319: Grundbegriffe der Meßtechnik, Teil 3/Entwurf Juni 1981.
Beuth Verlag, Berlin, Köln 1981

- /18/ VDE 0102 Teil 1/11.71: Leitsätze für die Berechnung der Kurzschlußströme in Drehstromanlagen mit Nennspannungen über 1 kV.
VDE-Verlag, Berlin, Offenbach 1971
- /19/ Hosemann, G., Rittinghaus, D.: Einfluß der Netzbetriebsgrößen auf die Kurzschlußstromstärke.
25. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, TH Ilmenau 1980 Heft 1 S. 19 - 23
- /20/ Funk, G.: Einfluß der Netzdaten und Betriebsbedingungen auf die Größe der Anfangs-Kurzschlußwechselströme bei dreipoligem Kurzschluß.
Technische Mitteilungen AEG-TELEFUNKEN (1981)
Frankfurt S. 168 - 177
- /21/ Kunath, M.: Die Anforderung an die Netznachbildung bei der Kurzschlußstromberechnung im Hochspannungsnetz.
Dissertation RWTH Aachen 1979.
- /22/ IEC-Paper 73(Secretary)15: Short-circuit current calculation in three-phase a.c. systems.
Draft January 1983.
- /23/ Oeding, D., Scheifele, J., Komurka, J.: Calculation of short-circuit currents in high-voltage systems.
Proc. of the seventh Power System Computation Conference, Lausanne 1981 pp. 949 - 956
- /24/ Oeding, D., Scheifele, J.: Maximum short-circuit current at pessimal load flow.
18. University Power Engineering Conference, Guildford 1983.

- /25/ Rittinghaus, D.: Impedanzmessungen in untertägigen Niederspannungsnetzen 500V.
EV-Bericht F144 1981 (unveröffentlicht)
- /26/ Küchler, R.: Die Transformatoren. 2. Auflage.
Springer Berlin 1966
- /27/ Küchler, R.: Die Kurzschlußfestigkeit von Spartransformatoren und Zusatztransformatorensätzen.
ETZ 47 (1926) S. 440 - 443
- /28/ Hütte e.V.: Elektrische Energietechnik. 29. Aufl.
Band 2 Geräte. Springer Berlin 1978.
- /29/ Hosemann, G.: Berechnung der Kurzschlußströme und -kräfte in der Normung.
ETZ-A 97 (1976) S. 298 - 303
- /30/ Wend, H.Fr.: Betrieb und Überwachung von Netzen in der Sammelmappe "Praxis des Netzbetriebs".
VWEW Frankfurt 1971
- /31/ Funk, G., Schaefer, W.: Berechnung der Teilkurzschlußströme von Kraftwerksblöcken.
etz Band 103 (1982) Heft 5 S. 232 - 238
- /32/ Oeding, D.: Grundlagen der Kurzschlußstromberechnung. Stand der Arbeiten an der neuen VDE-Bestimmung 0102.
Technischer Bericht 1-248 "Kurzschlußströme" der Forschungsgemeinschaft für Hochspannungs- und Hochstromtechnik FGH (1981) S. 199 - 237
- /33/ Ford, G.L.: Probabilistic Analysis For Substation Design.
Entwurf 23-82/WG-02/16-IWD für CIGRE 23, 1982

FORMELZEICHEN, BEZEICHNUNGEN, INDIZES

Allgemeiner Hinweis

Komplexe Größen werden nach DIN 5483 unterstrichen.

Bei Betragsbildung entfällt die Unterstreichung.

Formelzeichen und Bezeichnungen

A	}	Impedanzquotienten
B		
b		
D		
B		Suszeptanz
c		Spannungsfaktor
c	$U_n/\sqrt{3}$	Ersatzspannungsquelle an der Fehlerstelle
C		Kapazität
E		Netzquellenspannung
E"		subtransiente Spannung einer Synchronmaschine
G		Transformatoranschlußanteil
G		Konduktanz
I_k		Kurzschlußstrom (dreipolig)
K		Korrekturfaktor
L		Induktivität
R		Resistanz
u_k		prozentuale Kurzschlußspannung eines Transformators
$\bar{u}$		Übersetzungsverhältnis, $\bar{u} \geq 1$
U, V, W		Spannung
U_n		Nennspannung zwischen Außenleitern
X		Reaktanz
<u>Y</u>		Admittanz, $\underline{Y} = G + jB$
<u>Z</u>		Impedanz, $\underline{Z} = R + jX$

α, β	Ortsparameter
γ	Anzapfungsfaktor, $\gamma = \bar{u}/\bar{u}_r$
$\underline{\gamma}$	Ausbreitungskoeffizient einer Leitung
$\underline{r}$	Wellenwiderstand einer Leitung
δ	Grad der Spannungsänderung, $\delta = \gamma - 1$
Δ	Abweichung, Differenz
ϵ	Spannungsquotient
η	Lastwinkel, $\eta = \arccos(\underline{ZY})$
λ	Wellenlänge
σ	Streugrad
φ	Impedanzwinkel der Lastadmittanz $\underline{Y}$, $\varphi = \arctan(-B/G)$
ψ	Impedanzwinkel der Längsimpedanz $\underline{Z}$, $\psi = \arctan(X/R)$
ω	Kreisfrequenz
$\cos \varphi_L$	Leistungsfaktor

Indizes (tiefgestellt)

n	Nennwert
r	Bemessungswert
k	dreipoliger Kurzschluß
k _{2p}	zweipoliger Kurzschluß
korrr	korrigierter Wert
li	limes inferior, unterer Grenzwert
ls	limes superior, oberer Grenzwert
m	Maximalwert
t	transformierter Wert
F	Fehler, Fehlerstelle
G	Generator
L	Leitung
L	Last
M	gemessener Wert
MR	aus Meßwerten gerechneter Wert
OS	Oberspannung
Q	starres Netz

R	aus Unterlagen berechneter Wert
T	Transformator
US	Unterspannung
V	Verbraucher

Indizes (hochgestellt)

E	Wert der exakten Berechnung
N	Näherungswert der vereinfachten Berechnung
v	vor Eintritt eines Fehlers

Lebenslauf

Dirk Rittinghaus

geboren am 7.8.1949 in Werdohl.

Eltern: Werner und Else Rittinghaus geb. Bauckhage.

Schulen: 1956-1960 Volksschule in Werdohl.
1960-1962 Realschule in Werdohl.
1962-1968 Städtisches Neusprachliches Gymnasium, Altena.
22.5.1968 Abitur (mathem.-naturwissenschaftlicher Zweig).

Wehrdienst: 1.10.1968-31.3.1970 Grundwehrdienst.

Studium: WS 1970/1971 bis WS 1975/1976 Studium
der Elektrotechnik an der Technischen Hochschule Darmstadt,
Studienrichtung: Allgemeine Elektrotechnik.
23.2.1976 Diplom-Hauptprüfung.

Praktika: Grundpraktikum bei den Stahlwerken Brüninghaus, Werdohl.
Fachpraktikum bei der Fernseh GmbH, Darmstadt.

Beruf: 01.3.1976-28.2.1977 Verwalter der Dienste eines
wissenschaftlichen Assistenten,
01.3.1977-14.6.1982 wissenschaftlicher Assistent
(Beamter auf Widerruf des
Freistaates Bayern),
15.6.1982-15.5.1983 wissenschaftlicher Mitarbeiter
am Lehrstuhl für
Elektrische Energieversorgung der
Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg.

